



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA NUCLEAR  
PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E TÉCNICAS NUCLEARES

Gustavo Henrique Nazareno Fernandes

APLICAÇÃO DO CÓDIGO RELAP5-3D PARA  
ANÁLISE TÉRMICA DO NÚCLEO DE UM REATOR  
*ADS*

BELO HORIZONTE

2018

GUSTAVO HENRIQUE NAZARENO FERNANDES

APLICAÇÃO DO CÓDIGO RELAP5-3D PARA ANÁLISE  
TÉRMICA DO NÚCLEO DE UM REATOR *ADS*

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Ciências e Técnicas Nucleares da Universidade Federal de Minas Gerais como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Ciências e Técnicas Nucleares.

Área de Concentração: Engenharia Nuclear e da Energia

Orientadora: Dra. Antonella Lombardi Costa

Coorientadora: Dra. Cláudia Pereira Bezerra Lima

BELO HORIZONTE

2018

F363a

Fernandes, Gustavo Henrique Nazareno.

Aplicação do código RELAP5-3D para análise térmica do núcleo de um reator ADS [manuscrito] / Gustavo Henrique Nazareno Fernandes. - 2018. xx, 156 f., enc.: il.

Orientadora: Antonella Lombardi Costa.

Coorientadora: Claúbia Pereira Bezerra Lima.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Bibliografia: f. 154-156.

1. Engenharia nuclear - Teses. 2. Reatores nucleares - Teses.  
3. Análise térmica - Teses. I. Costa, Antonella Lombardi. II. Lima, Claúbia Pereira Bezerra. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 621.039(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E TÉCNICAS NUCLEARES



## FOLHA DE APROVAÇÃO

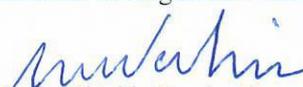
**APLICAÇÃO DO CÓDIGO RELAP5-3D PARA ANÁLISE TÉRMICA DO NÚCLEO DE UM REATOR ADS**

**GUSTAVO HENRIQUE NAZARENO FERNANDES**

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

Aprovada em 05 de fevereiro de 2018, pela banca constituída pelos membros:

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

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

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

  
Dra. Maria Elizabeth Scari  
Departamento de Engenharia Nuclear - UFMG

  
Dr. Antônio Carlos Lopes da Costa  
CDTN/CNEN

Belo Horizonte, 5 de fevereiro de 2018.

*“A mente que se abre a uma nova ideia,  
jamais voltará ao seu tamanho original”*

*(Albert Einstein)*

---

---

## Agradecimentos

---

Às professoras, Dra. Antonella Lombardi Costa e Dra. Cláudia Pereira Bezerra Lima, exemplo de mulheres dedicadas à pesquisa e ao engrandecimento da comunidade nuclear, pelo apoio e orientação;

Aos meus professores do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais – CEFET – MG, Rosângela de Fátima, Airton Porto e Francisco Magalhães, que sem a indicação destes nada disso teria sido possível;

Ao querido amigo Mário Cerrogrande Ramos, exemplo profissional, pelas sublimes contribuições a este trabalho, sem as quais, muito disto não seria realidade, pela generosidade, bom humor, sorrisos e companhia;

Aos colegas do Departamento de Engenharia Nuclear – DEN da Escola de Engenharia (UFMG);

Aos funcionários e professores do DEN, em especial aos funcionários, Aline, secretária do Colegiado do Programa de Pós-graduação em Ciências e Técnicas Nucleares - CCTN e ao Thales, secretário do DEN, pela disponibilidade e atenção;

Aos meus queridos amigos, parte da minha vida, pelos risos e conselhos: Thiago (Wisk), Pedro (PêPê), Fernando (Chis), Gustavo (Gugu), Augusto (Boldão), Rafael, Fabinho, Alexander (Jubas), Wiviany (WWivvi) Rainier (Cigano), Leandro (Lê Berola), Ormindá (Catu), Ana Luiza (Aninha), André (Dezão), Adriana (Dri), Jackson (Jackinho), Gabriel (Terê), dentre tantos outros que passaram por minha vida e, de alguma forma, hoje são parte de mim pelas experiências trocadas;

À CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) pelo auxílio financeiro concedido durante o mestrado;

A todos aqueles que de alguma forma, direta ou indiretamente, me ajudaram nessa conquista;

Em especial, aos meus pais, Levy Afonso e Maria das Graças, pela minha vida; ao meu irmão, Stanley Levi, pelo incentivo e exemplo acadêmico; àquelas pessoas que foram parte da minha vida, nos pequenos e grandes detalhes; e, em especial, ao povo brasileiro que, com o suor do seu trabalho, pôde oferecer-me a oportunidade de estudar em uma universidade pública.

---

---

## Resumo

---

A energia nuclear é essencial para o suprimento da demanda energética global. Por isso, com o intuito de utilizar o combustível nuclear de forma mais eficaz, pesquisas em tecnologia de reatores nucleares mais eficientes se intensificaram, tais como os sistemas híbridos compostos por aceleradores de partículas acoplados a reatores nucleares. Com a finalidade de agregar conhecimento a tais estudos, neste trabalho, um projeto de reator inovador foi considerado onde utilizou-se o código de análise termo-hidráulica RELAP5-3D para fazer uma análise térmica do núcleo, seja em operação estacionária, seja em situações transitórias. A adição de novos fluidos refrigerantes tais como sais líquidos, entre eles o Flibe, chumbo, chumbo-bismuto, sódio, lítio-bismuto e lítio-chumbo foi um avanço importante nessa versão do código, possibilitando a simulação térmica de reatores que utilizam estes tipos de refrigerantes. O reator objeto de estudo, trata-se de um reator inovador, por poder operar associado a um *Accelerator Driven System* (ADS) considerado um sistema antecessor da próxima geração de reatores nucleares (GEN IV). O reator selecionado para estudo foi o MYRRHA (*Multi-purpose hYbrid Research Reactor for Hightech Applications*) devido à disponibilidade de dados para realizar a simulação. Na modelagem do reator com o código RELAP5-3D, o núcleo foi simulado utilizando nodalizações com 1, 7, 15 e 51 canais termo-hidráulicos e chumbo-bismuto eutético (LBE) como refrigerante. Os parâmetros tais como pressão, vazão e temperatura do refrigerante e estrutura de calor foram analisados. Além disso, foi avaliado o comportamento térmico do núcleo variando o tipo de refrigerante (sódio) em substituição ao LBE do projeto original utilizando a modelagem com 7 canais termo-hidráulicos. Os resultados dos cálculos em estado estacionário foram comparados com dados da literatura e os modelos propostos foram verificados certificando a capacidade do código RELAP5-3D em simular esse reator inovador. Feito isso, foram analisados casos de transitórios com perda de vazão de refrigerante (LBE). As análises utilizando o sódio como refrigerante demonstraram sua alta capacidade em retirar o calor do núcleo conforme os resultados apresentados.

**Palavras-chave:** Análise Térmica, MYRRHA, LBE, RELAP5-3D, sódio.

---

---

## Abstract

---

Nuclear power is essential to supply global energy demand. Therefore, in order to use nuclear fuel more efficiently, more efficient nuclear reactors technologies researches have been intensified, such as hybrid systems, composed of particle accelerators coupled into nuclear reactors. In order to add knowledge to such studies, an innovative reactor design was considered where the RELAP5-3D thermal-hydraulic analysis code was used to perform a thermal analysis of the core, either in stationary operation or in situations transitory. The addition of new kind of coolants, such as, liquid salts, among them Flibe, lead, lead-bismuth, sodium, lithium-bismuth and lithium-lead was an important advance in this version of the code, making possible to do the thermal simulation of reactors that use these types of coolants. The reactor, object of study in this work, is an innovative reactor, due to its ability to operate in association with an Accelerator Driven System (ADS), considered a predecessor system of the next generation of nuclear reactors (GEN IV). The reactor selected was the MYRRHA (Multi-purpose Hybrid Research Reactor for Hightech Applications) due to the availability of data to perform the simulation. In the modeling of the reactor with the code RELAP5-3D, the core was simulated using nodules with 1, 7, 15 and 51 thermohydraulic channels and eutectic lead-bismuth (LBE) as coolant. The parameters, such as, pressure, mass flow and coolant and heat structure temperature were analyzed. In addition, the thermal behavior of the core was evaluated by varying the type of coolant (sodium) in substitution for the LBE of the original design using the model with 7 thermohydraulic channels. The results of the steady-state calculations were compared with data from the literature and the proposed models were verified certifying the ability of the RELAP5-3D code to simulate this innovative reactor. After this step, it was analysed cases of transients with loss of coolant flow (LBE). Analyzes using sodium as a coolant also demonstrated its high ability to remove heat from the core as the results presented.

**Keywords:** Thermal Analysis, MYRRHA, LBE, RELAP5-3D, Sodium.

---



---

## Sumário

---

Agradecimentos .....	vi
Resumo .....	vii
Abstract.....	viii
Sumário.....	ix
Lista de Figuras .....	xii
Lista de Tabelas .....	xvi
Lista de Abreviaturas e Siglas .....	xviii
Nomenclatura.....	xx
Capítulo 1 : Introdução .....	22
<b>1.1. Energia nuclear – Contexto mundial .....</b>	<b>22</b>
<b>1.2. Motivação .....</b>	<b>23</b>
<b>1.3. Objetivos do trabalho .....</b>	<b>23</b>
<b>1.4. Organização deste trabalho .....</b>	<b>24</b>
Capítulo 2 : MYRRHA - Multi-purpose hYbrid Research Reactor for Hightech Applications e o Código de Análise Termo-hidráulica RELAP5-3D.....	25
<b>2.1. Accelerator Driven Systems - ADS .....</b>	<b>25</b>
<b>2.2. Combustível para ADS.....</b>	<b>26</b>
<b>2.3. Heavy Metal Liquid - HML .....</b>	<b>28</b>
2.3.1. A experiência com o chumbo (Pb) .....	35
2.3.2. A experiência com o sódio (Na).....	36
<b>2.4. MYRRHA-FASTEF – O projeto.....</b>	<b>39</b>
2.4.1. Características gerais do MYRRHA .....	43
2.4.2. Sistema de refrigeração e segurança .....	44
2.4.3. Componentes estruturais.....	47

2.4.4. Núcleo.....	48
2.4.5. Elementos Combustíveis.....	51
2.4.6. Simulações desenvolvidas para o MYRRHA.....	53
<b>2.5. O código RELAP.....</b>	<b>56</b>
2.5.1. Breve história do RELAP.....	56
2.5.2. A versão RELAP5-3D.....	57
2.5.2.1. O modelo hidrodinâmico do RELAP5-3D.....	58
2.5.3. O modelo da condução de calor.....	61
2.5.4. Componentes da estrutura do código RELAP5-3D.....	61
Capítulo 3 : Modelagem.....	63
3.1. MYRRHA-FASTEF – Modelagem.....	63
3.2. Modelagem do núcleo.....	64
3.3. Modelagem do elemento combustível.....	64
3.4. Modelagem do combustível.....	65
3.5. Modelo de um único elemento combustível.....	70
3.5.1. Modelagem do núcleo inteiro - 1 canal termo-hidráulico.....	73
3.5.2. Modelo do núcleo com 7 canais termo-hidráulicos (regimes estacionário e transiente) .....	76
3.5.3. Modelo do núcleo com 15 canais termo-hidráulicos.....	81
3.5.4. Modelo com 51 canais termo-hidráulicos.....	86
Capítulo 4 : Resultados e Discussões.....	93
4.1. Considerações gerais.....	93
4.2. Resultados do modelo para um elemento combustível.....	93
4.2.1. Análise dos resultados da simulação para um elemento combustível utilizando LBE em BoL.....	94
4.2.2. Análise dos resultados da simulação para elemento combustível utilizando LBE nas condições de BoL e EoL.....	97

4.2.3. Análise dos resultados da simulação para o elemento combustível utilizando LBE ou Na nas condições de EoL .....	100
<b>4.3. Resultados da simulação do núcleo com 1 canal termo-hidráulico.....</b>	<b>105</b>
4.3.1. Análise dos resultados da simulação para 1 THC utilizando LBE em BoL .....	105
4.3.2. Análise dos resultados da simulação para 1 THC utilizando LBE nas condições de BoL e EoL .....	109
4.3.3. Análise dos resultados da simulação para 1 THC utilizando LBE ou Na nas condições de EoL .....	111
<b>4.4. Resultados para 7 canais termo-hidráulicos .....</b>	<b>114</b>
4.4.1. Análise dos resultados da simulação para 7 THCs utilizando LBE em BoL.....	114
4.4.2. Análise dos resultados da simulação para 7 THCs utilizando LBE nas condições de BoL e EoL .....	120
4.4.3. Análise dos resultados da simulação para 7 THCs utilizando LBE ou Na nas condições de EoL .....	122
4.4.4. Análise dos resultados da simulação para 7 THCs utilizando LBE nas condições de BoL para o regime transitório.....	126
<b>4.5. Resultados para 15 canais termo-hidráulicos .....</b>	<b>131</b>
4.5.1. Análise dos resultados da simulação para 15 THCs utilizando LBE em BoL.....	131
4.5.2. Análise dos resultados da simulação para 15 THCs utilizando LBE nas condições de BoL e EoL .....	137
<b>4.6. Resultados para 51 canais termo-hidráulicos .....</b>	<b>141</b>
4.6.1. Análise dos resultados da simulação para 51 THCs utilizando LBE em BoL.....	141
4.6.2. Análise dos resultados da simulação para 51 THCs utilizando LBE nas condições de BoL e EoL .....	148
Capítulo 5 : Conclusões.....	152
5.1. Conclusões .....	152
Referências .....	154

---



---

## Lista de Figuras

---

Figura 2-1: Esquema de funcionamento teórico de um ADS.....	25
Figura 2-2: Seções de choque para captura de nêutrons e espalhamento elástico para o isótopo $^{23}\text{Na}$ .....	32
Figura 2-3: Seções de choque para captura de nêutrons e espalhamento elástico para os isótopos $^{207}\text{Pb}$ e $^{209}\text{Bi}$ .....	33
Figura 2-4: Evolução dos conceitos dos reatores BR2 e MYRRHA do SCK-CEN.....	40
Figura 2-5: Esboço do MYRRHA/XT-ADS apresentado no ano de 2005 pelo programa FP6 .....	41
Figura 2-6: Corte vertical do MYRRHA-FASTEF, mostrando os principais componentes internos.....	42
Figura 2-7: Esquema dos principais componentes do MYRRHA-FASTEF: Acelerador de partículas, material alvo e reator subcrítico.....	43
Figura 2-8: Principais objetivos do MYRRHA e os respectivos fluxos neutrônicos aplicados .....	44
Figura 2-9: Sistema de refrigeração do MYRRHA .....	45
Figura 2-10: Tampa ou cobertura do MYRRHA e os componentes acoplados .....	48
Figura 2-11. Design do núcleo MYRRHA-FASTEF para operação em modo crítico (100 MW <sub>th</sub> ), 37 Canais Multi Função – CMF (Multi-Function Channel – MFC) para flexibilidade do reator.....	49
Figura 2-12. Design do elemento combustível, vista frontal, a ser utilizado no reator MYRRHA.....	51
Figura 2-13. Design do elemento combustível, vista superior, a ser utilizado no reator MYRRHA .....	52
Figura 2-14. Design das varetas combustíveis, vista superior, incluindo Gap e revestimento (Cladding)...	52
Figura 2-15. Temperaturas obtidas com TRACE (Sarotto et. al. 2013) para BoL .....	53
Figura 2-16: Fator de distribuição de potência radial no núcleo do reator MYRRHA .....	54
Figura 2-17: Distribuição radial de potência dentro do reator MYRRHA em duas dimensões e três dimensões.....	54
Figura 2-18: Distribuição de potência axial no núcleo do reator MYRRHA para BoL e EoL .....	55
Figura 3-1: Digrama lógico da metodologia aplicada a este trabalho.....	63
Figura 3-2. Modelagem do núcleo do reator MYRRHA considerando: a) 1 THC; b) 7 THCs; c) 15 THCs; d) 51 THCs.....	64
Figura 3-3: Divisão radial com meshes representando a vareta combustível no RELAP5.....	65
Figura 3-4: Modelo de um elemento combustível proposto para ser simulado.....	70
Figura 3-5: Nodalização para o modelo de 1 arranjo combustível.....	71

<b>Figura 3-6: Fatores de distribuição de potência para arranjo unitário. Begning of Life (acima) e End of Life (abaixo) .....</b>	<b>72</b>
<b>Figura 3-7: Modelo de 1 THC suposto usando o trabalho de Sarotto et al. (2013).....</b>	<b>73</b>
<b>Figura 3-8. Colapso do núcleo do MYRRHA para o modelo de 1 THC .....</b>	<b>74</b>
<b>Figura 3-9: Nodalização para o modelo do núcleo de 1 THC .....</b>	<b>74</b>
<b>Figura 3-10: Fatores de distribuição de potência para 1 THC. Begning of Life (acima) e End of Life (abaixo) .....</b>	<b>75</b>
<b>Figura 3-11: Modelo de 7 THCs adaptado para o trabalho de Sarotto et al. (2013) .....</b>	<b>76</b>
<b>Figura 3-12: Representação do núcleo do MYRRHA para o modelo de 7 THCs.....</b>	<b>76</b>
<b>Figura 3-13 Nodalização para o modelo do núcleo de 7 THCs.....</b>	<b>78</b>
<b>Figura 3-14: Fatores de distribuição de potência para 7 THCs. Begning of Life (acima) e End of Life (abaixo) .....</b>	<b>79</b>
<b>Figura 3-15: Análise transitória da perda localizada de refrigerante do THC 1(7) .....</b>	<b>80</b>
<b>Figura 3-16: Modelo de 15 THCs adaptado do trabalho de Sarotto et al. (2013) .....</b>	<b>81</b>
<b>Figura 3-17: Representação do núcleo do MYRRHA para o modelo de 15 THCs.....</b>	<b>81</b>
<b>Figura 3-18 Nodalização para o modelo de 15 THCs.....</b>	<b>84</b>
<b>Figura 3-19: Fatores de distribuição de potência para 15 THCs. Begning of Life (acima) e End of Life (abaixo) .....</b>	<b>85</b>
<b>Figura 3-20: Modelo de 51 THCs adaptado de Sarotto et al. (2013).....</b>	<b>86</b>
<b>Figura 3-21: Representação do núcleo do MYRRHA para o modelo de 51 THCs.....</b>	<b>86</b>
<b>Figura 3-22 Nodalização para o modelo de 51 THCs .....</b>	<b>91</b>
<b>Figura 3-23: Fatores de distribuição de potência para 51 THCs. Begning of Life (acima) e End of Life (abaixo) .....</b>	<b>92</b>
<b>Figura 4-1: Distribuição de temperatura para o arranjo unitário (LBE e BoL). Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial no combustível (direita).....</b>	<b>94</b>
<b>Figura 4-2: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o arranjo unitário (LBE e BoL). .....</b>	<b>95</b>
<b>Figura 4-3: Queda de pressão ao longo do canal termo-hidráulico (301) representando o elemento combustível (LBE e BoL). .....</b>	<b>96</b>
<b>Figura 4-4: Distribuição de temperatura para o arranjo unitário (LBE) nas condições de BoL e EoL. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita) .....</b>	<b>98</b>
<b>Figura 4-5: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o arranjo unitário nas condições de BoL e EoL.</b>	<b>99</b>

<b>Figura 4-6: Distribuição de temperatura para o arranjo unitário (EoL) para os refrigerantes LBE a Na. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita) .....</b>	<b>100</b>
<b>Figura 4-7: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o arranjo unitário (EoL) para os refrigerantes LBE e Na.....</b>	<b>103</b>
<b>Figura 4-8: Pressão ao longo do canal termo-hidráulico (301) representando o elemento combustível (LBE, Na).....</b>	<b>104</b>
<b>Figura 4-9: Distribuição de temperatura para 1 THC (LBE e BoL). Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita) .....</b>	<b>106</b>
<b>Figura 4-10: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para 1 THC (LBE e BoL). .....</b>	<b>107</b>
<b>Figura 4-11: Queda de pressão ao longo do canal termo-hidráulico (301) representando 1 THC (LBE e BoL). .....</b>	<b>108</b>
<b>Figura 4-12: Distribuição de temperatura para 1 THC (LBE) nas condições de BoL e EoL. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita) .....</b>	<b>109</b>
<b>Figura 4-13: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para 1 THC nas condições de BoL e EoL.....</b>	<b>110</b>
<b>Figura 4-14: Distribuição de temperatura para 1 THC (EoL) para os refrigerantes LBE a Na. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita) .....</b>	<b>112</b>
<b>Figura 4-15: Queda de pressão ao longo do canal termo-hidráulico (301) representando 1 THC (LBE, Na em EoL).....</b>	<b>112</b>
<b>Figura 4-16: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para 1 THC (EoL) para os refrigerantes LBE e Na.....</b>	<b>113</b>
<b>Figura 4-17: Distribuição de temperatura para THC 1, 4 e 7 (LBE e BoL). Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita) .....</b>	<b>115</b>
<b>Figura 4-18: Queda de pressão para o modelo de 7 THCs representando (LBE e BoL) .....</b>	<b>116</b>
<b>Figura 4-19: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para os THCs 1(7), 4(7) e (7) (LBE e BoL).....</b>	<b>117</b>
<b>Figura 4-20: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o modelo de 7 THCs. Modelo utilizado código RELAP5-3D (esquerda) modelo adaptado de Sarotto et al. (2013) utilizando código TRACE (direita). .....</b>	<b>119</b>
<b>Figura 4-21: Distribuição de temperatura para 7 THCs (LBE) nas condições de BoL e EoL. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita) .....</b>	<b>120</b>
<b>Figura 4-22: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o THC 1(7) nas condições de BoL e EoL .....</b>	<b>121</b>
<b>Figura 4-23: Distribuição de temperatura para THC 1(7) (EoL) para os refrigerantes LBE e Na. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita) .....</b>	<b>123</b>
<b>Figura 4-24: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para THC 1(7) (EoL) para os refrigerantes LBE e Na .....</b>	<b>124</b>

<b>Figura 4-25: Queda de pressão ao longo dos 7 THCs (LBE, Na em EoL) .....</b>	<b>124</b>
<b>Figura 4-26: Análise das temperaturas no combustível em função da perda de vazão de refrigerante para o THC 1(7) .....</b>	<b>127</b>
<b>Figura 4-27: Análise das temperaturas Gap em função da perda de vazão de refrigerante para o.....</b>	<b>127</b>
<b>Figura 4-28: Análise das temperaturas do revestimento (Cladding) em função da perda de vazão de refrigerante para o THC 1(7).....</b>	<b>128</b>
<b>Figura 4-29: Análise das temperaturas LBE em função da perda de refrigerante para o THC 1(7) .....</b>	<b>129</b>
<b>Figura 4-30: Análise das vazões de LBE em função do tempo para o THC 1(7) .....</b>	<b>130</b>
<b>Figura 4-35: Distribuição de temperatura para THC 2, 7 e 15 (LBE e BoL). Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita) .....</b>	<b>132</b>
<b>Figura 4-36: Queda de pressão para o modelo de 15 THCs representando (LBE e BoL) .....</b>	<b>133</b>
<b>Figura 4-37: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para os THCs 2(15), 7(15) e 15(15) (LBE e BoL)....</b>	<b>134</b>
<b>Figura 4-38: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o modelo de 15 THCs. Modelo utilizando código RELAP5-3D (à esquerda) e modelo adaptado de Sarotto et al. (2013) utilizando código TRACE (à direita).....</b>	<b>136</b>
<b>Figura 4-39: Distribuição de temperatura para 15 THCs (LBE) nas condições de BoL e EoL. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita) .....</b>	<b>138</b>
<b>Figura 4-40: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para THC 2(15) nas condições de BoL e EoL .....</b>	<b>139</b>
<b>Figura 4-41: Distribuição de temperatura para os THCs 2(51), 14(51) e 42(51) (LBE e BoL). Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita) .....</b>	<b>142</b>
<b>Figura 4-42: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para os THCs 2(51), 14(51) e 42(51) (LBE e BoL)..</b>	<b>144</b>
<b>Figura 4-43: Queda de pressão para o modelo de 51 THCs representando os principais canais (LBE e BoL) .....</b>	<b>145</b>
<b>Figura 4-44: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o modelo de 51 THCs. Modelo utilizado código RELAP5-3D (esquerda) modelo adaptado de Sarotto et al. (2013) utilizando código TRACE (direita). .....</b>	<b>146</b>
<b>Figura 4-45: Distribuição de temperatura para 51 THCs (LBE) nas condições de BoL e EoL. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita) .....</b>	<b>149</b>
<b>Figura 4-46: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para THC 2(51) nas condições de BoL e EoL .....</b>	<b>150</b>

---



---

## Lista de Tabelas

---

Tabela 2-1: Características dos principais HMLs .....	30
Tabela 2-2: Critérios de seleção e avaliação de dois metais líquidos/ligas de metais .....	31
Tabela 2-3: Propriedades termo-físicas do sódio e do LBE .....	31
Tabela 2-4: Parâmetros dos reatores LFR Gen IV conceito do GIF .....	35
Tabela 2-5: SFRs do tipo Pool e Loop no mundo .....	37
Tabela 2-6: Principais características MYRRHA/XT-ADS .....	41
Tabela 2-7: Principais características MYRRHA/FASTEF .....	42
Tabela 2-8: Principais características dos trocadores de calor do circuito primário .....	45
Tabela 2-9: Principais características diafragma .....	46
Tabela 2-10: MYRRHA – principais parâmetros do reator .....	50
Tabela 2-11: Parâmetros principais do MYRRHA .....	52
Tabela 2-12: Principais componentes utilizados na modelagem no código RELAP5-3D .....	62
Tabela 3-1: Constantes da Equação 4.4 da capacidade de calor para $UO_2$ e $PuO_2$ .....	67
Tabela 3-2: Propriedades térmicas do MOX (30% m, $PuO_2$ ) .....	68
Tabela 3-3: Principais parâmetros utilizados simulação com arranjo unitário .....	71
Tabela 3-4: Principais parâmetros utilizados para a simulação com 1 THC .....	74
Tabela 3-5: Principais parâmetros utilizados simulação com 7 THCs .....	77
Tabela 3-6: Principais parâmetros utilizados na simulação com 15 THCs .....	82
Tabela 3-7: Principais parâmetros utilizados na simulação com 51 THCs .....	87
Tabela 4-1: Principais resultados calculados para o modelo do elemento combustível (LBE e BoL) .....	97
Tabela 4-2: Principais resultados para o modelo do arranjo unitário (LBE, BoL e EoL) .....	99
Tabela 4-3: Principais resultados do modelo do elemento combustível todas condições .....	104
Tabela 4-4: Principais resultados para o modelo com 1 THC (LBE e BoL) .....	108
Tabela 4-5: Principais resultados para o modelo de 1 THC (LBE, BoL e EoL) .....	111
Tabela 4-6: Principais resultados para o modelo para 1 THC em todas condições .....	113
Tabela 4-7: Principais resultados para o modelo de 7 THCs (LBE e BoL) .....	118

<b>Tabela 4-8: Comparações para as temperaturas de saída do refrigerante LBE (BoL) dos modelos proposto e adaptado de Sarotto, ambos para 7 THC's .....</b>	<b>119</b>
<b>Tabela 4-9: Principais resultados para o modelo de 7 THC's (LBE em BoL e EoL).....</b>	<b>122</b>
<b>Tabela 4-10: Principais resultados para o modelo de 7 THC's em todas condições .....</b>	<b>125</b>
<b>Tabela 4-11: Principais resultados para o modelo de 15 THC's (LBE e BoL) .....</b>	<b>135</b>
<b>Tabela 4-12: Comparações para as temperaturas de saída do refrigerante LBE (BoL) dos modelos proposto e adaptado de Sarotto, ambos para 15 THC's .....</b>	<b>137</b>
<b>Tabela 4-13: Principais resultados para o modelo de 15 THC's (LBE em BoL e EoL).....</b>	<b>139</b>
<b>Tabela 4-14: Principais resultados para o modelo de 51 THC's (LBE e BoL) .....</b>	<b>145</b>
<b>Tabela 4-15: Comparações para as temperaturas de saída do refrigerante LBE (BoL) dos modelos proposto e adaptado de Sarotto, ambos para 51 THC's .....</b>	<b>147</b>
<b>Tabela 4-16: Principais resultados para o modelo de 51 THC's (LBE em BoL e EoL).....</b>	<b>150</b>

---

---

## Lista de Abreviaturas e Siglas

---

- ADONIS *Accelerator Driven Optimized Nuclear Irradiation System*
- ADS *Accelerator Driven System*
- AP *Acelerador de partículas*
- ASTRID *Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration*
- SCK • CEN *Belgian Nuclear Research Centre*
- BWR *Boiling Water Reactor*
- BoL *Begining of Lyfe*
- BREST *Bystry Reaktor so Svintsovym Teplonositelem*
- CANDU *CANada Deuterium Uranium Reactor*
- CONFIRM *Collaboration on Nitride Fuel Irradiation*
- DEN *Departamento de Engenharia Nuclear*
- DFR *Dounrey Fast reactor*
- DHR *Decay Heat Removal*
- ELFR *European Lead Fast Reactor*
- ELSY *European Lead-cooled System*
- EoL *End of Lyfe*
- FFTF *Fast Flux Test Facility*
- FASTEF *FAst Spectrum Transmutation Experimental Facility*
- FUTURE *Fuels for Transmutation of Transuranium Elements*
- GANEX *Group ActiNide EXtration*
- GIF *Generation IV International Forum*
- GEN-IV *Generation IV Reactor*
- HML *Heavy Metal Liquid*
- IDL *Idaho National Laboratory*
- IAEA *International Atomic Energy Agency*
- IRUG *Internacional Relap Users Group*
- IVFHM *In-Vessel Fuel Handling Machine*

- JSFR *Japan Sodium-cooled Fast Reactor*
- LINAC *Linear Accelerator*
- LBE *Lead-Bismuth Eutetic*
- LWR *Ligh Water Reactor*
- LOCA *Loss Of Collant Analysis*
- MATINE *Minor Actinide Transmutation in Nitrides*
- MFC *Multi-Function Channel*
- MOX *Mixed Oxide Fuel*
- MYRRHA *Multi-purpose hYbrid Research Reactor for Hightech Applications*
- NRC *Nuclear Regulatory Comission*
- PWR *Pressurized Water Reactor*
- PFBR *Prototype Fast Breeder Reactor*
- PGSFR *Prototype Gen IV Sodium-cooled Fast Reactor*
- PHX *Primary Heat Exchange*
- RELAP5-3D *Reactor Excursion and Leak Analysis Program*
- RVACS *Reactor Vault Air Cooling Systems*
- SCARA *Selective Compliant Articulated Robot Arm*
- SSTAR *Small Sealed Transportable Autonomous Reactor*
- SFR *Sodium-Cooled Fast Reactor*
- THC *Thermal Hydraulic Channel*
- TMDPVOL *Time Dependent Volume*
- TWR-P *Travelling Wave Reactor-Prototype*
- UREX *Uranium Extraction*
- UFMG *Universidade Federal de Minas Gerais*
- XT-ADS *eXperimental facility demonstrating the thecnical feseability of Transmutation in an Accelerator Driven System*

---



---

## Nomenclatura

---

<b>Simbolo</b>	<b>Descrição</b>	<b>Unidade SI</b>
$\rho$	Densidade	kg/m <sup>3</sup>
$\rho_g$	Densidade fase gasosa	kg/m <sup>3</sup>
$\rho C_p$	Calor Específico	J/kg K
$K$	Condutividade Térmica	W/m K
$K_{eff}$	Condutividade Térmica Efetiva	W/m K
$k_m$	Condutividade Térmica da Fase Contínua	W/m K
$k_p$	Condutividade Térmica da Fase Dispersa	W/m K
$T$	Temperatura	K
$P$	Pressão	Pa
$U_f$	Energia Interna Específica da Fase Líquida	J/kg
$U_g$	Energia Interna Específica da Fase Gasosa	J/kg
$\alpha_g$	Coefficiente de Vazio	-
$v_f$	Velocidade da Fase Líquida	m/s
$v_g$	Velocidade da Fase Gasosa	m/s
$X_n$	Título do Gás não Condensavel	-
$\rho_b$	Densidade do Boro	kg/m <sup>3</sup>
$s$	Superfície	m <sup>2</sup>

$S$	Fonte de calor interna	J
$t$	Tempo	s
$k_{MOX}$	Condutividade térmica do combustível heterogêneo MOX	W/m K
$K_{UO_2}$	Condutividade térmica do $K_{UO_2}$ em estado sólido	W/m K
$K_{PuR}$	Condutividade térmica das partículas de Pu	W/m K
$P_{PuR}$	Fração volumétrica das partículas de Pu	$m^{-3}$
$\alpha$	Fator anisotrópico	-
$f(p)$	Fator de corrosão de porosidade	-
$BU$	Combustível queimado	MWd/kgHM
$x$	Fator estequiométrico	-
$Y$	Razão entre oxigênio e metal	-
$R$	Constante universal dos gases	J/(mol.K)
$\theta$	Coefficiente de temperatura de Einstein	K
$E_D$	Energia molar específica	J/mol
$g$	Aceleração da gravidade	$m/s^2$
$\Phi$	Vazão volumétrica	$m^3/s$
$\dot{Q}$	Vazão mássica	kg/s

---

---

## Capítulo 1: Introdução

---

---

### 1.1. Energia nuclear – Contexto mundial

Com o intuito de utilizar o combustível nuclear de forma mais eficaz é que as pesquisas em tecnologia de reatores nucleares mais eficientes se intensificaram. Atualmente, grupos internacionais de pesquisas e programas governamentais têm investido muitos recursos no desenvolvimento de novas tecnologias, cujos objetivos são: desenvolver reatores econômicos, sustentáveis, seguros e confiáveis, além de evitar a possível proliferação nuclear (GIF, 2015). Entre tais tecnologias, podemos citar os sistemas ADS (*Accelerator Driven System*).

O Departamento de Engenharia Nuclear da Universidade Federal de Minas Gerais (DEN/UFMG) já vem estudando combustíveis para uso em ADS há pelo menos uma década. Como exemplo, Barros et al. (2015) utilizou o código Monteburns 2.0 (MCNP5 / ORIGEN 2.1) para analisar os parâmetros neutrônicos de uma mistura baseada em Pu-MA de um combustível queimado e reprocessado pelo processo GANEX - *Group ActiNide EXtration* com 82% de tório. Os resultados deste trabalho indicaram que o uso do GANEX com tório permitiu a produção de  $^{233}\text{U}$ , material físsil, assim como a diminuição de isótopos de alta radiotoxicidade (BARROS et al., 2015). Em outro trabalho, também utilizando o código Monteburns e combustível reprocessado de PWR, desta vez com 50% de tório, avaliando dois tipos de processos, GANEX e UREX + (*Uranium Extraction*), os resultados obtidos foram semelhantes, demonstrando a viabilidade de se produzir o  $^{233}\text{U}$  e a redução de isótopos de alta radioatividade (BARROS et al., 2016).

O DEN ainda produziu trabalhos como o de Velazquez et al. (2015), que utilizou o código Monteburns para investigar a evolução do combustível nuclear usando combustível reprocessado e os parâmetros neutrônicos. Um dos resultados encontrados demonstrou a viabilidade dos sistemas ADS em transmutar actinídeos menores (VELASQUEZ et al., 2015). Por fim, Velazquez et al. (2017) realizou um estudo com o intuito de atualizar a biblioteca de dados nuclear (ENDL) para núclídeos usados para simular sistemas híbridos com acelerador com JEFF3.1, JEFF3.2 e ENDF / B-VII.1.

O objetivo geral deste trabalho é estudar o comportamento térmico de um sistema ADS, utilizando alguns tipos de refrigerantes, inicialmente o LBE (*Lead-Bismuth Eutetic*) e o sódio.

O reator escolhido como base para este estudo foi o MYRRHA (*Multi-purpose hYbrid Research Reactor for Hightech Applications*), por este ser o maior projeto de ADS atualmente em desenvolvimento na Europa. Para isto, inicialmente o núcleo do reator foi simulado utilizando o código de análise termo hidráulica RELAP5-3D.

## 1.2. Motivação

O desenvolvimento dos chamados reatores *Gen IV* dependem de uma ampla gama de estudos de diversas áreas para garantir, principalmente, a segurança destas instalações. Um importante projeto de ADS está em desenvolvimento no Centro Belga de Investigação Nuclear - SCK • CEN. Trata-se do MYRRHA-FASTEF – (MYRRHA - *Multi-purpose hYbrid Research Reactor for Hightech Applications*), ou Reator de Pesquisa Híbrido Multiuso para Aplicações de Alta Tecnologia. Este projeto vem sendo desenvolvido desde 1998 e espera-se que esteja completamente operacional até o ano de 2023. O MYRRHA será capaz de trabalhar em multimodo, ou seja, tanto em modo subcrítico (ADS), quanto no modo crítico. O principal objetivo é servir como base de experimentos em transmutações de combustível nuclear e fazer testes de materiais, segurança, combustível, etc. que servirão como base para o desenvolvimento dos reatores de *Gen IV*, por isso é também considerado como um reator pre-*Gen IV* (ABDERRAHIM et al., 2012).

A motivação para este trabalho está diretamente relacionada à necessidade de investigação sobre os aspectos termofluidodinâmicos que envolvem os ADSs. Estudar o comportamento térmico destes sistemas é fundamental no processo de desenvolvimento e melhoramento tecnológico. O MYRRHA foi escolhido como base de estudo deste trabalho por ser o maior projeto de ADS atualmente em desenvolvimento na Europa e por disponibilizar vários dados na literatura.

## 1.3. Objetivos do trabalho

O objetivo principal deste trabalho é aplicar o código RELAP5-3D para realizar uma análise térmica do núcleo de um reator ADS. Outros objetivos secundários incluem comparação do modelo proposto com outros retirados da literatura, avaliação do comportamento do sódio como fluido refrigerante analisando estritamente a parte termo-hidráulica, análise da discretização do núcleo em canais termo-hidráulicos, dentre outros.

## 1.4. Organização deste trabalho

Este trabalho foi dividido em cinco capítulos, da seguinte forma:

**Capítulo 1:** Apresenta-se a introdução, motivação, objetivos, além de revisão dos ADSs, e dos combustíveis utilizados nos mesmos, dos refrigerantes, em especial chumbo-bismuto e sódio e dos principais projetos realizados com esses dois elementos;

**Capítulo 2:** contém a descrição do reator MYRRHA, desde sua história até os principais componentes e especificações. Apresenta ainda os principais trabalhos desenvolvidos na área de termo-hidráulica desse sistema. Também possui uma descrição do código de análise termo-hidráulica RELAP5-3D, utilizado neste trabalho;

**Capítulo 3:** É descrita a metodologia que foi desenvolvida para realizar a modelagem termo hidráulica do reator MYRRHA utilizando o código RELAP5-3D;

**Capítulo 4:** São apresentados os principais resultados;

**Capítulo 5:** São apresentadas as conclusões mais relevantes para este trabalho, bem como sugestões para trabalhos futuros.

---

---

## Capítulo 2: MYRRHA - *Multi-purpose hYbrid Research Reactor for Hightech Applications* e o Código de Análise Termo-hidráulica RELAP5-3D

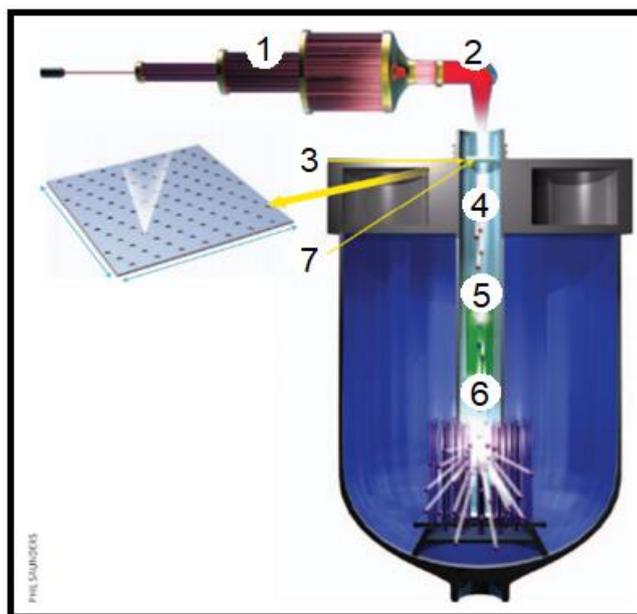
---

---

### 2.1. Accelerator Driven Systems - ADS

O *Accelerator Driven System* – ADS trata-se de uma proposta para utilizar um acelerador de partículas acoplado ao núcleo de um reator operando em modo subcrítico com objetivo principal de transmutar rejeitos nucleares, ou os combustíveis queimados nas usinas, cuja destinação seria os depósitos finais (REVOL; KADI, 2001). Basicamente, um ADS pode ser considerado como um sistema integrado de três dispositivos, sendo eles: um acelerador de partículas de alta energia, um material alvo capaz de produzir nêutrons através de reações de *spallation* e o núcleo de um reator operando em modo subcrítico.

Na **Figura 2-1** está representado um desenho esquemático de um sistema ADS. Um feixe de partículas é acelerado (1) e direcionado a um alvo provedor de prótons (2) com intensidade maior que  $10^{23} \frac{W}{cm^2}$  (3). Os prótons produzidos com energia da ordem de GeV (4) incidem em um material alvo de Pb-Bi e, através de reações de *spallation* (5), nêutrons rápidos são produzidos e usados para transmutação do combustível (6). A condição da janela de entrada (7) precisa ser monitorada cuidadosamente por segurança.



**Figura 2-1:** Esquema de funcionamento teórico de um ADS

FONTE: Adaptado de (MOUROU et al., 2013)

Um reator em modo subcrítico terá a reação em cadeia extinta ao longo do tempo, logo, para que o mesmo possa operar de maneira constante é preciso utilizar uma fonte suplementar de nêutrons de modo que o *fator de multiplicação de nêutrons efetivo* ( $k_{eff}$ ) seja igual ou muito próximo de 1.

Os nêutrons suplementares nesse caso são advindos de reações nucleares em que um feixe de prótons, deutérios ou partículas leves de alta energia incidem sobre um material alvo, de elevado número atômico, que acaba por gerar novos nêutrons através da reação nucleares de *spallation*, em um ADS.

## 2.2. Combustível para ADS

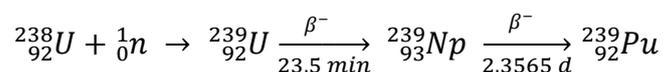
Diversos estudos e investimentos foram e vêm sendo realizados acerca dos combustíveis passíveis de serem utilizados em sistemas do tipo ADS. No *5<sup>th</sup> European Framework Programme*, programa de cooperação internacional de países da Europa que visa o desenvolvimento de variados temas, iniciado no ano de 1998, o desenvolvimento de combustíveis para ADS começou a ser abordado por programas internacionais como o FUTURE (*Fuels for Transmutation of Transuranium Elements*), CONFIRM (*Collaboration on Nitride Fuel Irradiation*) e o MATINE (*Minor Actinide Transmutation in Nitrides*) (WALLENIUS; PILLON; ZABOUDKO, 2006).

Uma das vantagens dos ADSs é que os mesmos podem trabalhar com uma grande possibilidade de combustíveis e suas concentrações, sendo que atualmente há duas propostas mais relevantes, com ciclo tório/urânio (Th/U) e também com o ciclo (Pu/U). A geometria do núcleo, assim como a composição do combustível, são essenciais, não só a título da garantia de funcionamento, mas principalmente da garantia de segurança. Pelo fato desses sistemas trabalharem com fonte “externa” de nêutrons provida pela reação de *spallation*, discutida previamente, o desligamento do acelerador de partículas é capaz de desligar o sistema, o que garante elevados padrões de segurança (BARROS, 2009).

Um desses combustíveis, trata-se do tório, ou *thorium*, (Th) que é um elemento químico de número atômico igual a 90, massa atômica ~232 u, composto principalmente pelo isótopo  $^{232}\text{Th}$  com meia vida de aproximadamente 14,05 bilhões de anos. Estima-se que as reservas de tório na terra sejam de 3 a 4 vezes maiores do que as de urânio.

Um das aplicações do tório seria o bombardeamento com nêutrons para produção do  $^{233}\text{U}$ , isótopo fissionável utilizado na reação em cadeia dentro do reator. O isótopo  $^{232}\text{Th}$  ao absorver um nêutron e sofrer um decaimento  $\beta^-$  se transforma no protactínio num intervalo de tempo de aproximadamente 23 min, sendo que o protactínio decai novamente com outra emissão  $\beta^-$  em um período de ~27 dias até gerar o isótopo físsil de  $^{233}\text{U}$ .

Um outro tipo de combustível passível de ser implementado em um ADS, o mesmo proposto para ser utilizado no MYRRHA, é o ciclo do Pu/U, cujos princípios físicos são bastante semelhantes ao Th/U. A ideia básica é aproveitar o  $^{238}\text{U}$  que se trata de um isótopo fértil, capaz de se transformar em um isótopo físsil, como o  $^{239}\text{Pu}$ . Os isótopos do plutônio variam de número 228 a 247, sendo que o 239 é um isótopo físsil de meia vida de ~24.000 anos. A expressão que demonstra a reação do  $^{238}\text{U}$  para formação do  $^{239}\text{Pu}$  é dada da seguinte forma:



Combustíveis como o MOX (*Mixed Oxide Fuel*), atualmente são uma aposta para utilização em reatores avançados de *Gen IV*. Eles constituem numa mistura de óxidos de  $^{238}\text{U}$  e contém um percentual de  $^{239}\text{Pu}$  variando em porcentagem de 1,5 a 30 %, podendo chegar até aos 35%. O urânio utilizado para formular o MOX, assim como parte do plutônio, pode ser combustível reprocessado de reatores PWR. O MOX é constituído de duas fases predominantes,  $\text{UO}_2$  assim como o  $\text{PuO}_2$ , e formam uma fase simples de uma mistura  $(\text{U}, \text{Pu})\text{O}_2$ . Esse tipo de combustível pode ser utilizado tanto em reatores térmicos, quanto em reatores rápidos, contudo, devido ao fato da seção de choque de absorção do plutônio ser consideravelmente maior para nêutrons rápidos, a eficiência de queima do plutônio em reatores rápidos é superior (BURAKOV; OJOVAN; LEE, 2011). O reator do sistema híbrido MYRRHA prevê a utilização de combustível MOX enriquecido com urânio a 30%, MOX (30%w,  $\text{PuO}_2$ ), o que será mais detalhado na **seção 3.4**, principalmente em termos dos coeficientes térmicos.

### 2.3. Heavy Metal Liquid - HML

Os compostos do tipo *Heavy Metal Liquid* - HML, ou metais líquidos pesados, constituem um grupo de diversos metais passíveis de serem utilizados como refrigerantes em reatores nucleares. Desde o princípio do desenvolvimento dos primeiros reatores nucleares, por volta da década de 50, os HMLs vêm sendo estudados. A principal vantagem em utilizá-los como refrigerante no lugar da água, por exemplo, é alta capacidade de transferência de calor. Como exemplo, a condutividade térmica do sódio ( $^{23}\text{Na}$ ) é de 130 W/m.K e da água ( $\text{H}_2\text{O}$ ) é de 0,61 W/m.K, mais de 200 vezes maior.

Outro fator importante em relação aos HMLs e um dos principais objetivos a serem alcançados com os reatores inovadores diz respeito à eficiência térmica do reator. Como os metais possuem ponto de ebulição bastante superior à água, por exemplo, é possível trabalhar com temperaturas elevadas no sistema primário e, com isso, melhorar consideravelmente a eficiência do ciclo termodinâmico. Reatores refrigerados a metal pesado podem chegar a uma eficiência da ordem de 44%, enquanto que nos PWRs esse valor fica em torno dos 30%.

Em termos de segurança, os HMLs também possuem algumas vantagens. Por exemplo, ponto de ebulição elevado que evita formação de fases gasosas. Também as propriedades térmicas desses materiais, permitem que o sistema primário possa trabalhar a baixas pressões. Isso favorece condições mais brandas de operação, diminuição do dimensionamento, não só das paredes do vaso de pressão, como das bombas, além de serem sistemas intrinsecamente seguros, pois mesmo com uma falha do sistema de circulação, através da convecção natural, ainda é possível a retirada de parte do calor do núcleo do reator (ZHANG, 2014).

Por sua vez, como principal desvantagem, os reatores que utilizam HMLs são dispositivos mais caros e mais complexos e, ainda não possuem um amplo conhecimento já desenvolvido da tecnologia. Também, os HMLs podem apresentar problemas associados à corrosão dos materiais. Outro aspecto desfavorável é o maior ponto de fusão, que faz com que haja sempre um gasto energético para mantê-los em fase líquida dentro do reator.

Fazio et al. (2015) fazem uma abordagem dos principais critérios de escolha de um HML. Sob o ponto de vista neutrônico o refrigerante deve possuir:

- a) baixa seção de choque de absorção para nêutrons rápidos;*
- b) alta seção de choque de espalhamento;*
- c) não gerar grandes perdas de energia por colisão;*

Em relação à interação com os materiais constituintes do reator, Fazio et al. (2015) ressalta:

- d) o refrigerante deve ter um nível de corrosão aceitável, assim como um nível de degradação mecânica também aceitável dos materiais estruturais, de contenção e dos equipamentos;*
- e) possuir alta estabilidade físico-química.*

Em termos das propriedades termo-hidráulicas:

- f) baixo consumo de energia para circulação no sistema primário;*
- g) boas propriedades de condução de calor;*

Nos aspectos relativos à segurança, Fazio et al. (2015) destaca que os fluidos refrigerantes devem atender ao seguinte:

- h) perigos químicos e radioativos controláveis;*
- i) medidas e sistemas de segurança simples e confiáveis.*

Fora essas características os HMLs ainda devem ter um fator econômico favorável (FAZIO et al., 2015).

Como pode ser visto, a escolha de um HML irá depender dos objetivos principais de cada projeto. Também não é possível encontrar em um único HML todas essas propriedades de forma ótima. Zhang (2014) fez uma descrição dos principais HMLs estudados para serem utilizados como refrigerantes, apresentados na **Tabela 2-1**. Cada um desses HMLs irá apresentar uma vantagem e uma desvantagem associada, como pode ser visto.

Tabela 2-1: Características dos principais HMLs

HML	Número atômico/massa	Abundância, em massa (%), na crosta terrestre	Reatividade química	Capacidade de corrosão	Toxicidade
Lithium	3/6,941	0,005	Alta (<Na)	Baixa (>Na)	Baixa (>Na)
Sódio	11/22,99	2,6	Alta	Baixa	Baixa
Potássio	19/39,09	~2,4	Alta	Baixa (>Na)	Baixa
Mercúrio	80/200,59	~10E-6	Baixa (>Pb)	Alta	Alta
Chumbo	82/207,2	0,016	Baixa	Alta	Alta
Bismuto	83/207,2	10E-5	Baixa	Alta (>Pb)	Baixa
NaK (78%)			Alta	Baixa	Baixa
PbBi (55%)			Baixa	Alta (>Pb)	Alta

Fonte:(ZHANG, 2014)

Um critério de comparação dos HMLs com os pontos fortes e pontos fracos é apresentado por Zhang (2014), da seguinte forma:

- “(a) baixa pressão de vapor na temperatura de operação;  
 (b) alto ponto de ebulição;  
 (c) baixo ponto de fusão;  
 (d) excelentes propriedades de transferência de calor;  
 (e) estabilidade à radiação;  
 (f) estabilidade térmica;  
 (g) baixa seção de choque de absorção de nêutrons térmicos;  
 (h) radiação induzida de baixa vida;  
 (i) compatibilidade com o reator e os materiais em contato direto;  
 (j) baixo custo;  
 (k) baixo consumo para circulação;  
 (l) não-tóxico e livre de agentes nocivos ao operador;  
 (m) não reativo com o ar e água.”

Zhang (2014) fez uma análise das características dos refrigerantes, LBE e Na, mostrada na **Tabela 2-2**, com base nos critérios apresentados anteriormente.

**Tabela 2-2: Critérios de seleção e avaliação de dois metais líquidos/ligas de metais**

HML	Atende aos critérios	Atende parcialmente os critérios	Não atende aos critérios
Sódio	(c), (d), (e), (f), (h), (k), (l)	(a), (g), (i)	(b), (j), (m)
LBE	(a), (b), (c), (d), (e), (f), (g), (m)	(i)	(h), (j), (k), (l)

Fonte: (ZHANG, 2014)

A **Tabela 2-3** contém as principais propriedades termo físicas destes dois elementos e, junto com os critérios elencados na **Tabela 2-2**, servirão como base para avaliação das principais vantagens e desvantagens, tanto do Na, como do LBE, pois estes serão os refrigerantes considerados neste trabalho.

**Tabela 2-3: Propriedades termo-físicas do sódio e do LBE**

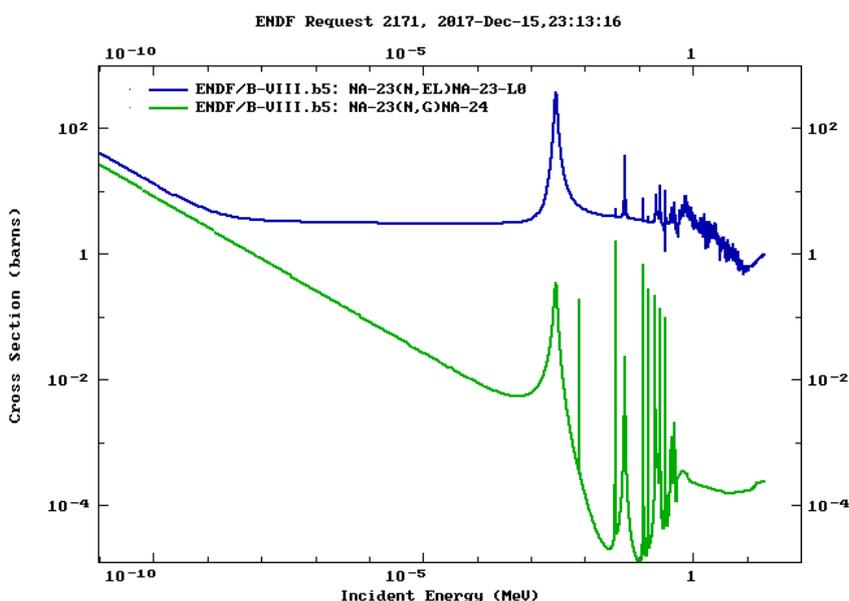
Propriedades físicas	LBE	Sódio (Na)
Número atômico	-	11
Massa atômica	-	22,99
Ponto de fusão	125 °C	98 °C
Ponto de ebulição	1.670 °C	883 °C
Calor específico de fusão	38,8 kJ/kg	114,8 kJ/kg
Calor específico de vaporização	852 kJ/kg	3871 kJ/kg
Densidade (sol. 20 °C)	10.474 kg/m <sup>3</sup>	966 kg/m <sup>3</sup>
(liq. 450°C)	10.150 kg/m <sup>3</sup>	845 kg/m <sup>3</sup>
Capacidade calorífica (sol. 20 °C)	0,128 kJ/kgK	1,23 kJ/kgK
(liq. 450 °C)	146 kJ/kgK	1.269 kJ/kgK
Condutividade térmica (sol. 20 °C)	12,6 W/m.K	130 W/m.K
(liq. 450 °C)	14,2 W/m.K	68,8 W/m.K
Viscosidade cinemática (450 °C)	1,4x10 <sup>-7</sup> m <sup>2</sup> /s	3,0 x10 <sup>-7</sup> m <sup>2</sup> /s
Número de Prandtl (450 °C)	0,0147	0,0048
Tensão superficial (450 °C)	392 mN/m	163 mN/m
Variação volumétrica na fusão	~0,5%	2.650 %

Fonte: (IAEA, 2012)

Os dois HMLs, sódio e o LBE, são elementos com propriedades térmicas excelentes. Em relação ao ponto de fusão, é desejável que este seja o menor possível para que o gasto com energia para manter o refrigerante em estado líquido dentro de reator também seja mínimo.

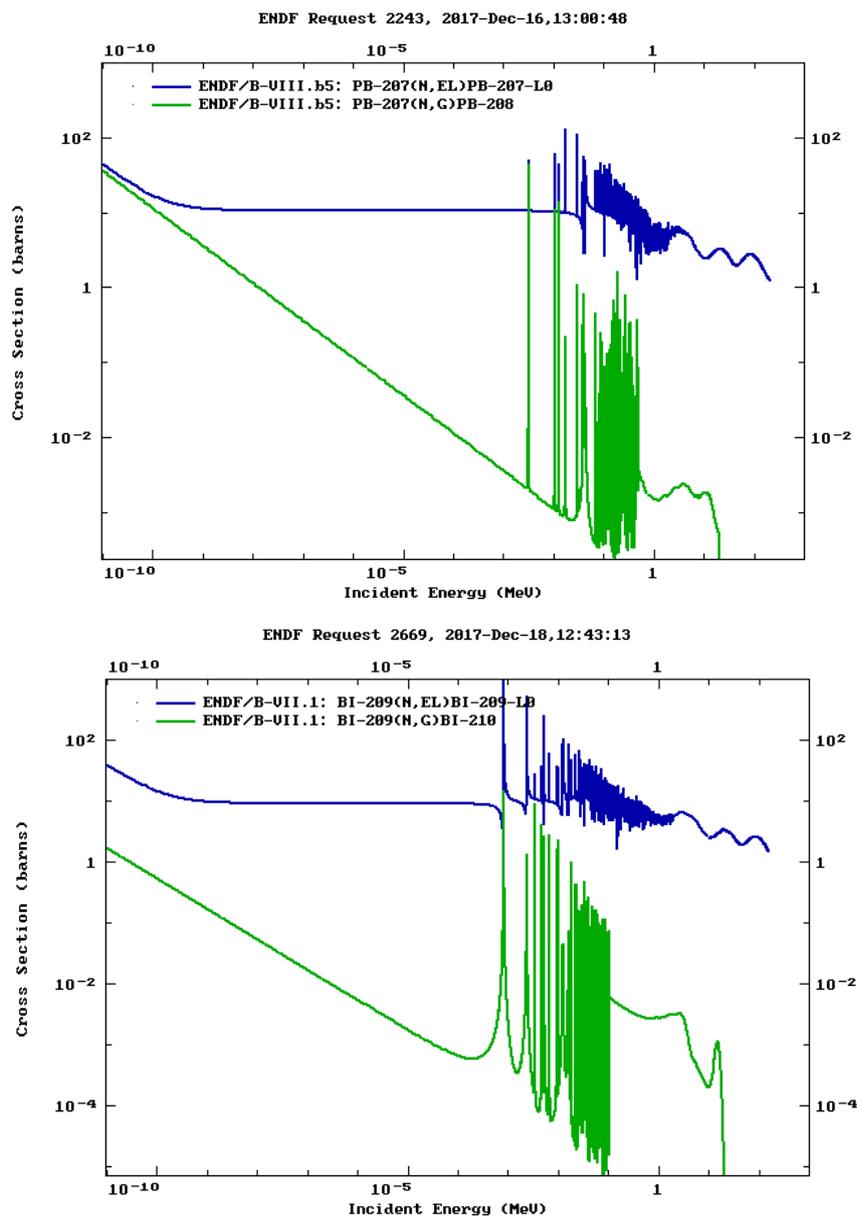
Nesse aspecto, tanto o sódio como o LBE têm propriedades consideradas boas, sendo que o sódio possui um ponto de fusão menor do que o LBE, 98° C e 125 °C, respectivamente. É desejável que o ponto de ebulição seja o maior possível para prevenção de efeitos de reatividade do refrigerante que podem ocorrer quando há presença de fase gasosa dentro do reator. Nesse critério, o LBE apresenta um valor excepcional de 1.670 °C, enquanto que o sódio possui um valor de 883 °C, considerado razoável para um refrigerante. Em relação à densidade, quanto menor for esta propriedade, menor será a energia gasta pelas bombas do circuito primário para forçar a circulação do fluido dentro do reator. O sódio apresenta uma densidade de 845 kg/m<sup>3</sup>, enquanto a do LBE é de 10.150 kg/m<sup>3</sup>, valor mais de 10x superior. O sódio também possui um coeficiente de condutividade térmica maior do que o LBE (Na, 68,8 W/m.K; LBE, 14,2 W/m.K). Isto por si só, indica que o sódio tem maior capacidade de remoção de calor do núcleo.

Em relação aos critérios neutrônicos, como destacado acima, é desejável que o refrigerante tenha uma baixa seção de choque de absorção para nêutrons para que não haja captura neutrônica no refrigerante o que leva à ativação de isótopos, aumentando a radiotoxicidade. Então, é desejável que a seção de choque total de espalhamento elástico tenha um valor suficiente para espalhar os nêutrons e deixá-los numa faixa de energia “endurecida”. Na **Figura 2-2** e **Figura 2-3** são mostradas as seções de choque para captura radioativa e espalhamento elástico dos isótopos <sup>23</sup>Na, <sup>207</sup>Pb e <sup>209</sup>Bi, respectivamente, medidas tomadas a 20°C para os isótopos mais abundantes.



**Figura 2-2:** Seções de choque para captura de nêutrons e espalhamento elástico para o isótopo <sup>23</sup>Na

Fonte: <<https://www-nds.iaea.org/exfor/servlet/E4sMakeE4>>



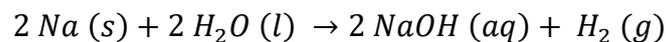
**Figura 2-3:** Seções de choque para captura de nêutrons e espalhamento elástico para os isótopos  $^{207}\text{Pb}$  e  $^{209}\text{Bi}$

Fonte: <<https://www-nds.iaea.org/exfor/servlet/E4sMakeE4>>

Ainda em relação às características do LBE e do Na, é importante ressaltar duas adversidades. Conforme apresentado por Fazio et al. (2015) no “*Handbook on Lead-bismuth Eutectic Alloy and Lead Properties*” dentre as propriedades importantes que um fluido refrigerante precisa ter, destaca-se a não degradação dos componentes estruturais do reator. Essa sem dúvida é a principal desvantagem do LBE, a corrosão. Este mecanismo de interação físico-químico pode ocorrer através de diversas formas, sendo que a corrosão do metal líquido pode ser classificada como: a) corrosão por solubilidade, b) *pitting*, c) penetração, e d) transferência

de massa (ZHANG, 2014). Especificamente os elementos principais que constituem a liga de aço (Fe, Cr e Ni) possuem alta solubilidade no LBE. Zhang (2014) aponta que a taxa de corrosão pelo LBE de uma fase martensítica presente no aço é de aproximadamente 1mm/ano a uma temperatura média de 500 °C. Felizmente, existem técnicas desenvolvidas para controle da oxidação através da adição e controle do nível de oxigênio no LBE. Essa mesma taxa de oxidação pode ser reduzida para 0,01 mm/ano se a concentração de oxigênio for mantida a um nível de 0,01 ppm (ZHANG, 2014).

Para falar a respeito de uma das principais desvantagens do sódio, primeiro é preciso analisar com mais profundidade este elemento químico de número 11 da tabela periódica. O sódio,  $^{23}\text{Na}$ , é um metal alcalino, encontrado em estado sólido a temperatura ambiente. Foi identificado e isolado pela primeira vez em 1807 pelo cientista Humphry Davy através da eletrólise da soda cáustica. O sódio é um elemento de baixa eletronegatividade, o que implica que este cede facilmente elétrons em reações químicas. Por este fato, o sódio, quando em contato com a água, forma o hidróxido de sódio, da seguinte forma:



O maior problema especificamente não seria a formação de  $\text{NaOH}$ , o problema é que o hidrogênio formado quando em contato com o oxigênio, entra em combustão, liberando uma enorme quantidade de energia:



Exatamente pelo fato de o sódio poder levar a uma explosão é que seu uso é tido com muita precaução como refrigerante em reatores nucleares. Existem técnicas para mitigar os riscos de segurança, como a instalação de um circuito secundário, também refrigerado a sódio, que evitaria o contato do sódio ativado do circuito primário com outros elementos (SAKAMOTO et al., 2015).

No “*Handbook of Generation IV Nuclear Reactors*” estão descritos com mais detalhes a utilização, experiência, projetos, tanto do LBE quanto do Na, cujos principais tópicos serão discutidos aqui.

### 2.3.1. A experiência com o chumbo (Pb)

Os reatores que utilizam o chumbo, ou o chumbo-bismuto Eutético (*Lead Bismuth Eutetic* - LBE), cujas propriedades são semelhantes em diversos aspectos, são estudados desde a década de 50. Os russos foram os primeiros a projetar e construir reatores refrigerados a LBE com o intuito de utilizá-los para propulsão de submarinos nucleares. Reatores com capacidade de até 155 MW<sub>th</sub> foram construídos e operados desde os anos 60 até o ano de 1995, quando começaram a ser desativados. No total, 15 reatores foram operados durante esse período o que gerou uma experiência acumulada de mais de 80 anos-reator.

Justamente em função desta experiência adquirida é que muitos projetos atuais foram ou estão sendo desenvolvidos. Dentre estes, destacam-se três que servem como modelo para o GIF - *Generation IV International Forum* - em termos de reatores da próxima geração. Um deles trata-se do modelo russo denominado como BREST (*Bystry Reaktor so Svintsovym Teplonositelem*), que é um reator de médio porte refrigerado a chumbo puro. O outro, sendo desenvolvido na Europa, é o ELFR (*European Lead-cooled Fast Reactor*), cujo projeto foi uma melhoria do antigo ELSY, que é um reator de grande capacidade. Por último, o SSTAR (*Small Secure Transportable Autonomous Reactor*), é um reator modular de pequeno porte sendo desenvolvido principalmente para uso em regiões remotas. Na **Tabela 2-4** são apresentados os principais parâmetros destes três reatores (PIORO et al., 2016).

**Tabela 2-4: Parâmetros dos reatores LFR Gen IV conceito do GIF**

Parâmetro	ELFR	BREST-OD-300	SSTAR
Potência núcleo (MW <sub>th</sub> )	1.500	700	45
Potência elétrica (MW <sub>e</sub> )	600	300	20
Tipo de circuito primário	Piscina	Piscina	Piscina
Temperatura de entrada núcleo (°C)	400	420	420
Temperatura de saída do núcleo (°C)	480	540	567
Circuito secundário	Vapor de água superaquecido	Vapor de água superaquecido	CO <sub>2</sub>
Eficiência energética (%)	42	42	44
Pressão injeção na turbina (bar)	180	180	20
Temperatura de alimentação (°C)	335	340	402
Temperatura de injeção na turbina (°C)	450	505	553

Fonte: (PIORO et al., 2016)

Outros programas internacionais para desenvolvimento de reatores rápidos refrigerados a chumbo, ou chumbo-bismuto, também estão sendo desenvolvidos na China, Coreia do Sul, Japão, Índia (PIORO et al., 2016).

### 2.3.2. A experiência com o sódio (Na)

Assim como os LFRs, os reatores rápidos refrigerados a sódio (SFR) possuem uma longa história com vários projetos em diversos países do mundo e também experiência adquirida, em termos de instalação, operação e manutenção. Especialmente nas décadas de 60 e 70, projetos experimentais do SFR foram desenvolvidos em países, como nos EUA, onde houve experiência com o FERMI-1, EBR-II, *The Fast Flux Test Facility (FFTF)*, na extinta URSS, onde desenvolveram-se os BR-5/BR-10, BOR-60. Na Europa, o Reino Unido desenvolveu o DFR (*Dounrey Fast Reactor*), na França o *Rapsodie*, na Alemanha o KNK-II. Também há o Japão com o *Joyo* (PIORO et al., 2016).

Assim como os demais reatores do tipo HML os SFRs também foram preteridos pelos convencionais LWRs, especialmente pelo grande sucesso comercial desses reatores, que possuem menor custo e facilidade de operação. Um outro fator importante desse sucesso é que, até o início da década de 80, não havia tanta preocupação com as reservas mundiais de urânio. Então, mesmo com a baixíssima eficiência dos LWRs na queima do combustível, esses ainda tiveram ampla adesão em termos mundiais. Em meados da década de 90, com a preocupação crescente com o aquecimento global, a energia nuclear passou a chamar a atenção novamente das autoridades por fornecer energia com baixa emissão de gases poluentes. Isso fez com que projetos de SFRs abandonados fossem reativados.

Ohshima e Kubo (2016) relatam que a partir dos anos 2000, países como França, Rússia, China, Índia, Coreia e Japão realizaram planos para desenvolvimento de reatores refrigerados a sódio, com enfoque em eficiência e segurança. Cita-se como exemplo o projeto Russo com o reator BN-600 e a construção do BN-800, cuja criticalidade foi atingida pela primeira vez no ano de 2014. Ainda há o BN-1200 que está em fase de desenvolvimento e deverá compor o hall de reatores da próxima geração. Segundo Ohshima e Kubo, a China também tem feito investimentos massivos no desenvolvimento de reatores SFR, sendo que no ano de 2011 um reator deste tipo foi conectado à rede elétrica desse país. Um protótipo, CFR-600, assim como um modelo comercial, CFR-1000, estão em fase de planejamento. Na Índia, está sendo desenvolvido o protótipo PFBR (*Prototype Fast Breeder Reactor*) (OHSHIMA; KUBO, 2016).

Na França o projeto ASTRID (*Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration*) (OHSHIMA; KUBO, 2016); no Japão e na Coreia está em fase de desenvolvimento o PGSFR (*Prototype Gen IV Sodium-cooled Fast Reactor*) (OHSHIMA; KUBO, 2016), sendo que o Japão conta ainda com o JSFR (*Japanese Sodium-cooled Fast Reactor*) (OHSHIMA; KUBO, 2016). Por fim, nos EUA, está em desenvolvimento o modular SFR, o PRISM e o TWR-P (*Travelling Wave Reactor-Prototype*) (PIORO et al., 2016). A **Tabela 2-5** contém SFRs já desenvolvidos, ativados ou desativados, no mundo de dois tipos diferentes, piscina (*pool*) e circulação (*loop*), características que serão discutidas mais adiante.

**Tabela 2-5: SFRs do tipo *Pool* e *Loop* no mundo**

	<i>Pool</i>	<i>Loop</i>
EUA	EBR-II	EBR-I, Fermi, SEFOR, CRBR, FFTF
Reino Unido	PFR	DFR
França	Phenix, Super-Phenix	Rapsodie
Alemanha		KNK-II, SNR-300
Rússia	BN-600, BN-800	BOR-60, BN-350
Índia	PFBR	FBTR
China	CEFR	
Japão		Joyo, Monju

Fonte: (OHSHIMA; KUBO, 2016)

Reatores refrigerados a sódio trabalham no espectro neutrônico de alta energia (nêutrons rápidos), podem possuir ciclo de combustível aberto ou fechado e geralmente trabalha-se com o ciclo do  $^{238}\text{U}/\text{Pu}$ , podendo atuar como regeneradores ou incineradores. O sódio apresenta boas características em relação à economia de nêutrons do reator devido a sua baixa seção de choque de captura para nêutrons rápidos. Isso permite aos projetistas trabalhar com maior flexibilidade em termos de geometria e configuração do núcleo. Por outro lado, a alta radioatividade dos SFRs promove a ativação de isótopos como o  $^{24}\text{Na}$ , com meia vida de 15 horas, e o  $^{22}\text{Na}$ , com meia vida de ~2,5 anos. Esses elementos decaem por emissão de radiação gama, aumentando o risco para meio ambiente e operadores.

Como já discutido anteriormente, o sódio possui excelentes características térmicas para ser utilizado como refrigerante. A grande diferença entre o ponto de fusão (~98°C) e o ponto de ebulição (~881°C) permite uma ampla faixa de operação, sendo que geralmente a temperatura de trabalho desses reatores fica em torno de aproximadamente 500°C. A elevada condutividade térmica do sódio, assim como a baixa densidade, fazem com que os SFRs tenham

uma otimização em termos de espaço, promovendo uma alta densidade energética, ou uma elevada potência volumétrica. Essas propriedades térmicas ainda permitem que a circulação do sódio seja feita com baixa pressurização, facilitando o projeto de reatores compactos. Bombas no circuito primário podem ser mecânicas ou eletromagnéticas e por questões de segurança sempre possuem redundância.

Dentre as vantagens dos sistemas SFR em relação a um LWR comum, pode-se citar que um reator refrigerado a sódio é capaz de gerar 50 vezes mais energia, pelo fato de possuir maior eficiência termodinâmica, além de maior eficiência de queima do  $^{238}\text{U}$ . Ohshima e Kubo (2016) destacam que a utilização de SFRs poderia aumentar a disponibilidade das reservas de urânio em milhares de anos. Ainda segundo eles, o sistema atual de energia nuclear suporta claramente a introdução desses dispositivos, pois há combustível reprocessado suficiente de reatores LWR para ser utilizado. Outra vantagem é que os mesmos reduzem os rejeitos radioativos queimando actínídeos de alta atividade e meia vida, além de fazer uso mais eficiente do urânio. Ohshima diz que reatores a sódio são excelentes no aproveitamento de actínídeos menores para geração de energia em função da boa economia de nêutrons que os mesmos possuem (OHSHIMA; KUBO, 2016).

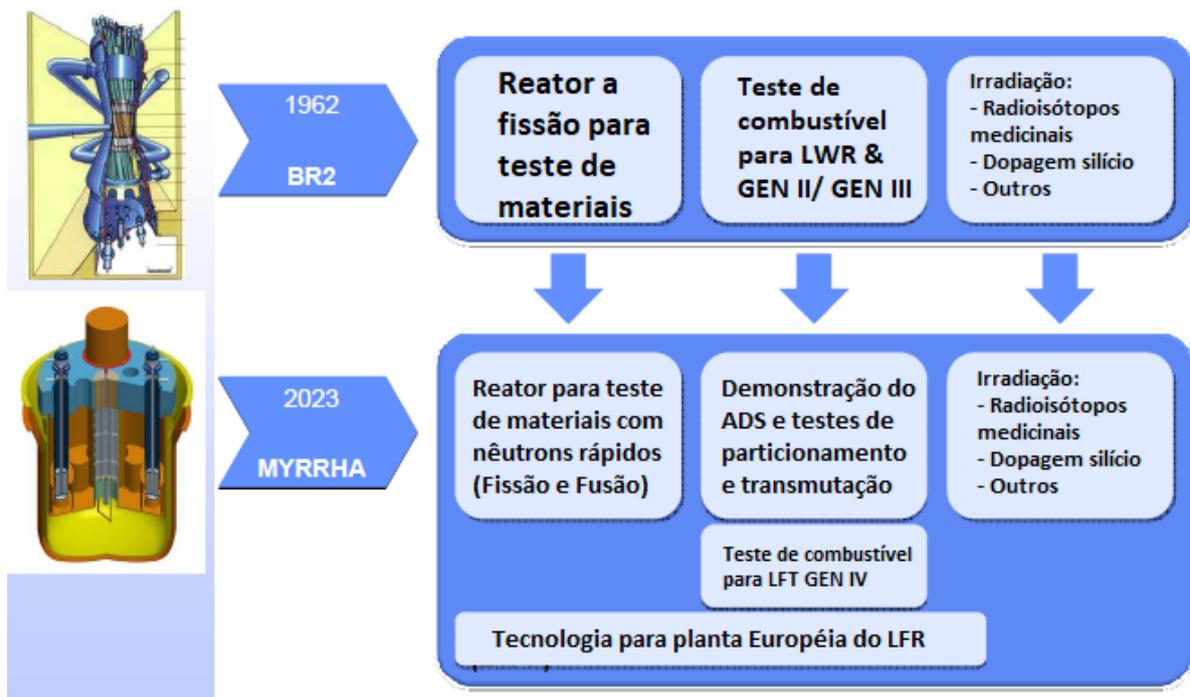
Numa perspectiva de curto prazo, os SFRs são reatores promissores de serem utilizados como *Gen IV*, previstos para entrar em operação a partir de 2030. Muitos testes, simulações e desenvolvimento de soluções tecnológicas ainda carecem de ser estudados e/ou implementados. O desenvolvimento do MYRRHA vem justamente ao encontro com essas perspectivas, cuja finalidade é adquirir conhecimento tecnológico de materiais, combustível, operação, para que possa servir de base na aplicação e desenvolvimento dos *Gen IV*, lembrando que o MYRRHA irá usar como refrigerante o LBE.

## 2.4. MYRRHA-FASTEF – O projeto

MYRRHA (*Multi-purpose hYbrid Research Reactor for Hightech Applications*) é um reator nuclear de cunho experimental acoplado a um *Accelerator Driven System* (ADS). Este sistema está em fase de desenvolvimento no Centro Belga de Pesquisas Nucleares (*SCK-CEN*) e está previsto para estar completamente operacional por volta de 2023.

O SCK-CEN foi fundado em 1952 e desde então teve participações em trabalhos relevantes para a área nuclear, como o trabalho de Rubbia et al. (1993). No SCK-CEN está em operação, desde o ano de 1962, o BR2, um reator para testes de materiais e irradiação de elementos diversos. O BR2 tem licença de operação prevista para até recentemente, 2016, a qual foi renovada para um período de mais 10 anos (2026).

O projeto do MYRRHA foi iniciado sob o nome ADONIS (*Accelerator Driven Optimezed Nuclear Irradiation System*) (1995-1997). Este projeto previa a criação de um sistema ADS, refrigerado e moderado à água, com capacidade de até 150 MeV e potência de apenas 1,5 MW<sub>th</sub>. (ABDERRAHIM et al., 2012). Fora isso, o ADONIS iria trabalhar na faixa térmica do espectro neutrônico e seus principais objetivos seriam a irradiação para produção de radioisótopos medicinais <sup>99</sup>Mo e produtos de fissão de urânio enriquecido. Entretanto, com a eminência da desativação do reator BR2 resolveu-se apostar em um reator de maior capacidade para investigação de materiais e combustíveis, da viabilidade de transmutação de rejeitos, além de verificar a possibilidade da criação de um sistema ADS em um nível de potência razoável, conforme descreve Abderrahim et al. (2012). Na **Figura 2-4** é mostrada a evolução do BR2 para o *MYRRHA-FASTEF*.

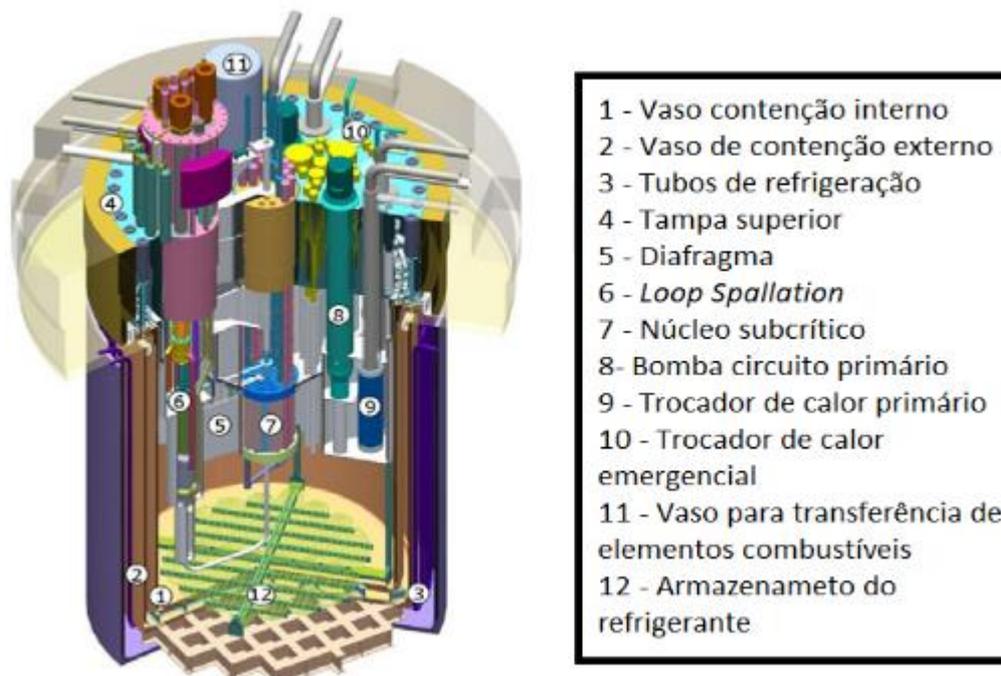


**Figura 2-4:** Evolução dos conceitos dos reatores BR2 e MYRRHA do SCK-CEN

Fonte: adaptado de (SCK-CEN, 2011)

O primeiro esboço do *design* do reator MYRRHA foi apresentado em meados do ano 2002. Este projeto previa a criação de um reator com potência de  $30 \text{ MW}_{\text{th}}$ . Segundo Abderrahim et al. (2012) o projeto foi submetido a um grupo internacional de especialistas na área que não fizeram nenhuma objeção que impedisse a continuidade do projeto, houve, entretanto, várias sugestões e o projeto teve continuidade.

No ano de 2005, um segundo *design* mais consistente que o primeiro foi apresentado. Este projeto previa a utilização de um acelerador de partículas com capacidade de até  $350 \text{ MeV}$  e um feixe de até  $5 \text{ mA}$  incidindo em um sistema do tipo *windowsless* de chumbo bismuto eutético em fase líquida. Este esboço foi desenvolvido dentro do programa europeu FP6 e previa uma operação com capacidade de  $50 \text{ MW}_{\text{th}}$ , sendo batizado com o nome de MYRRHA/XT-ADS (*eXperimental facility demonstrating the thecnical feseability of Transmutation in an Accelerator Driven System*). Na **Figura 2-5** é apresentado o *design* inicial proposto para o MYRRHA/XT-ADS e na **Tabela 2-6** são apresentados os principais parâmetros para o sistema.



**Figura 2-5:** Esboço do MYRRHA/XT-ADS apresentado no ano de 2005 pelo programa FP6

Fonte: adaptado de (ABDERRAHIM et al., 2012)

**Tabela 2-6: Principais características MYRRHA/XT-ADS**

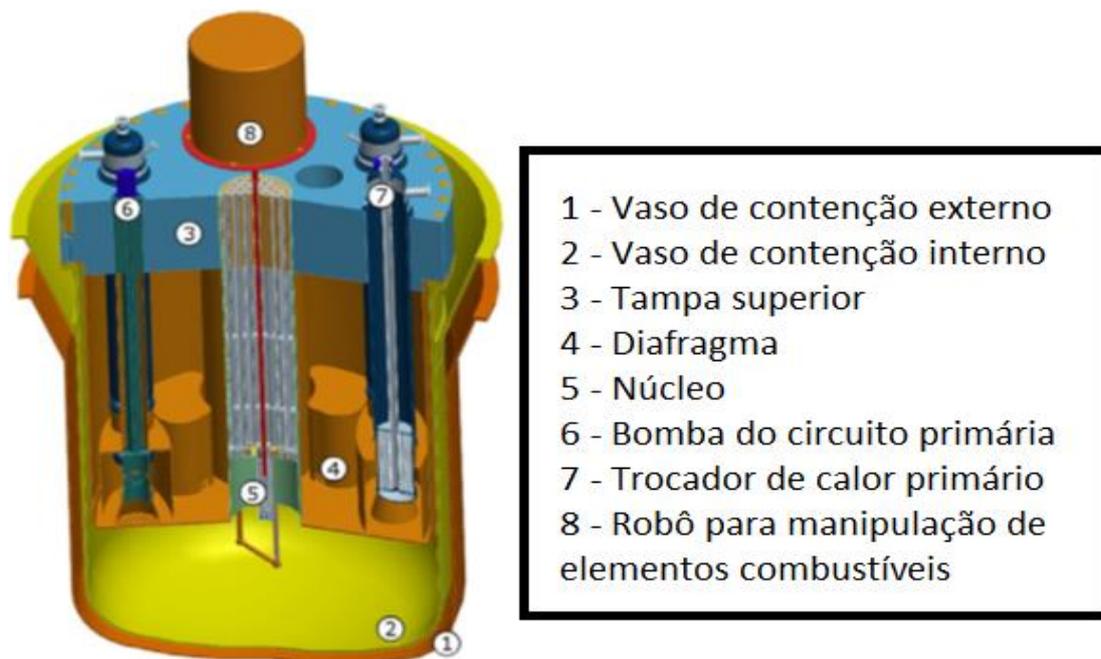
Potência nominal do reator	50 MW <sub>th</sub>
Capacidade de refrigeração do circuito primário	70 MW <sub>th</sub>
Temperatura de entrada do refrigerante	300 °C
Temperatura de saída do refrigerante	400 °C
Velocidade do refrigerante no núcleo	2 m/s
Circuito primário de refrigeração	LBE
Circuito secundário de refrigeração	Água saturada/vapor
Circuito terciário de refrigeração	Ar atmosférico

Fonte: (ABDERRAHIM et al., 2012)

Um dos objetivos do MYRRHA é trabalhar em dois modos distintos, tanto crítico, como subcrítico. Logo, o sistema XT/ADS deveria ter alterações para incluir sistemas de barras de controle e de segurança para o caso de trabalhar em modo crítico. Outro problema verificado nessa proposta foi em relação à neutrônica do sistema que seria insuficiente para manter uma reação em cadeia dentro do reator (ABDERRAHIM et al., 2012).

Uma nova proposta para o MYRRHA foi apresentada, o FASTEF (*FAst Spectrum Transmutation Experimental Facility*) que é, basicamente, uma melhoria do sistema XT/ADS

com um aumento de tamanho e potência e algumas outras modificações pontuais, como inserção de barras de controle e de segurança. Na **Figura 2-6** são mostrados detalhes do MYRRHA-FASTEF, e na **Tabela 2-7** as principais características deste reator.



**Figura 2-6:** Corte vertical do MYRRHA-FASTEF, mostrando os principais componentes internos.

Fonte: adaptado de (ABDERRAHIM et al., 2012)

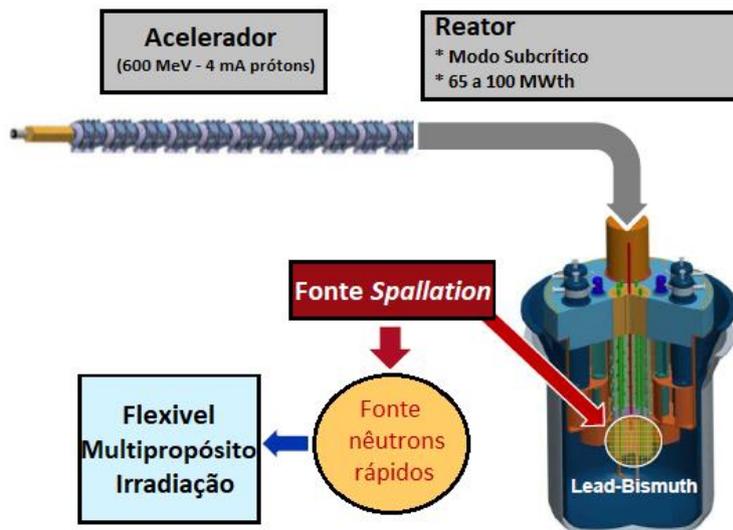
**Tabela 2-7: Principais características MYRRHA/FASTEF**

Comprimento do Elemento Combustível	2.000 mm
Potência nominal do reator	100 MW <sub>th</sub>
Capacidade de refrigeração do circuito primário	110 MW <sub>th</sub>
Temperatura de entrada do refrigerante	270 °C
Temperatura de saída do refrigerante	410 °C
Velocidade do refrigerante no núcleo	2 m/s
Queda de pressão do refrigerante	0,25 MPa
Circuito primário de refrigeração	LBE
Circuito secundário de refrigeração	Água saturada/vapor
Circuito terciário de refrigeração	Ar atmosférico

Fonte: (ABDERRAHIM et al., 2012)

### 2.4.1. Características gerais do MYRRHA

O MYRRHA é um reator chamado de flexível por poder trabalhar tanto em modo crítico ( $\sim 100 \text{ MW}_{\text{th}}$ ), quanto em modo subcrítico ( $\sim 80 \text{ MW}_{\text{th}}$ ). Quando em modo subcrítico, este sistema opera com um acelerador de partículas acoplado ao núcleo. Na **Figura 2-7** é mostrado um esquema do MYRRHA.



**Figura 2-7:** Esquema dos principais componentes do MYRRHA-FASTEF: Acelerador de partículas, material alvo e reator subcrítico

Fonte: adaptado (SCK-CEN, 2011)

Neste reator, com o uso de um acelerador de partículas do tipo LINAC (*Linear Accelerator*) é possível obter partículas carregadas, prótons ( $p^+$ ), com uma energia da ordem de 600 MeV com um feixe de prótons de 4 mA. Essas partículas serão conduzidas por um tubo de feixes até a região central do núcleo, em configuração subcrítica, onde irá incidir sobre um material alvo para promover a chamada reação de *spallation*. A incidência do feixe de nêutrons sobre o material alvo que, no caso do MYRRHA, será uma janela de LBE, promove intensa geração de calor que será retirado através do refrigerante do núcleo. Outra função do material alvo de *spallation* é manter uma barreira entre o refrigerante e a parede do reator (ABDERRAHIM et al., 2012).

O conceito fundamental do MYRRHA envolve a transmutação de rejeitos de combustível. Quando completamente operacional (em torno de 2023), a expectativa é que possa servir como base para o desenvolvimento de combustíveis, especialmente as transmutações de resíduos nucleares de alto nível. Abderrahim et al. (2012) descreve os principais objetivos do MYRRHA

como: a) demonstrar viabilidade de ADS; b) transmutação de rejeitos nucleares de alta radioatividade; c) desenvolvimento de combustível; d) desenvolvimento de materiais para reatores Gen IV; e) produção de radioisótopos medicinais; etc. Na **Figura 2-8** é mostrado um diagrama com os principais objetivos do projeto e os fluxos neutrônicos a serem utilizados para cada tipo de aplicação.

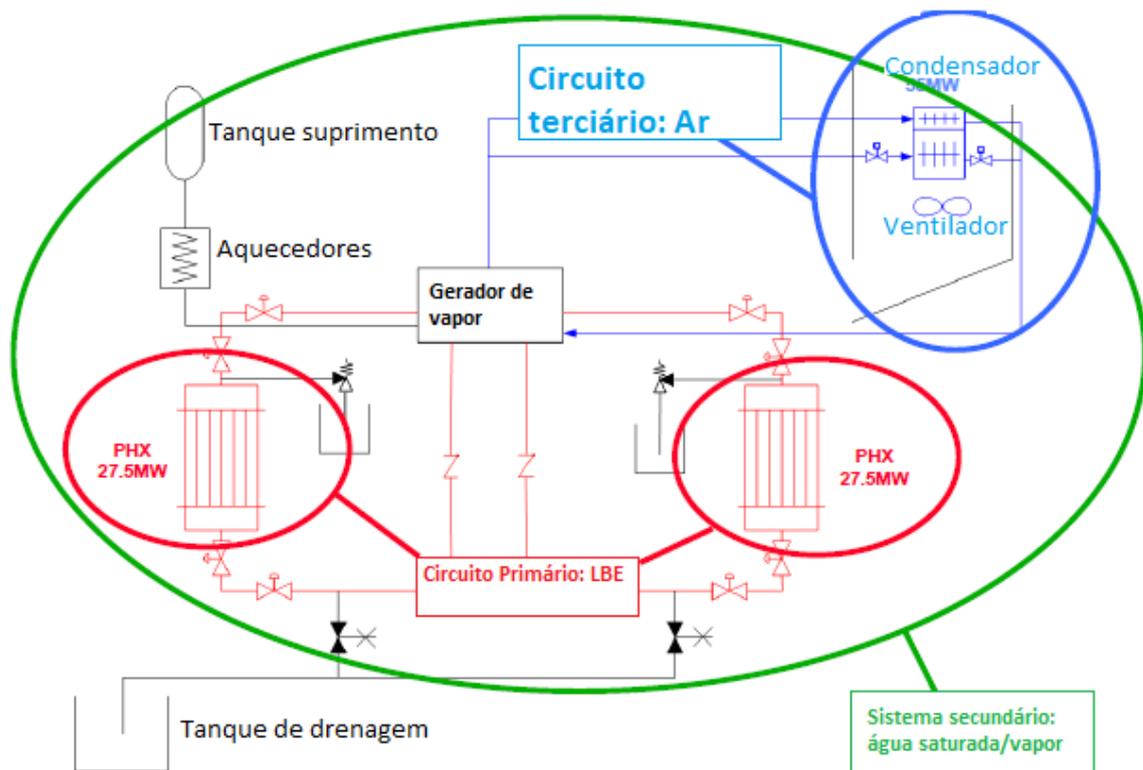


**Figura 2-8:** Principais objetivos do MYRRHA e os respectivos fluxos neutrônicos aplicados

Fonte: adaptado de (SCK-CEN, 2011)

### 2.4.2. Sistema de refrigeração e segurança

Em relação ao sistema de refrigeração, o MYRRHA está sendo projetado para utilizar três circuitos de troca de calor. No circuito primário serão utilizados dois conjuntos com uma bomba conjugada a um sistema de dois trocadores de calor, totalizando uma capacidade de dissipação térmica de até 110 MW<sub>th</sub>. Havendo algum tipo de perda de refrigerante, o sistema primário não está apto a retirar todo o calor do núcleo do reator. Neste caso, segundo Abderrahim et al. (2012), o ADS é desligado, quando o modo de operação for subcrítico ou as barras de segurança são inseridas, quando o reator estiver operando em modo crítico. O circuito secundário irá trabalhar com água saturada/vapor e, por fim, o circuito terciário trabalhará com dissipação para o ar atmosférico (ver **Figura 2-9**).



**Figura 2-9:** Sistema de refrigeração do MYRRHA

Fonte: adaptado de (SCK-CEN, 2011)

Uma das características do LBE é que, em caso de falhas das bombas primárias, através de convecção natural advinda da diferença de massa entre o LBE quente e o LBE frio, estima-se que esse refrigerante seja capaz de retirar através do DHR (*Decay Heat Removal*) aproximadamente 7% da potência total do reator (ABDERRAHIM et al., 2012). Na **Tabela 2-8** são mostradas as principais especificações destes trocadores de calor.

**Tabela 2-8:** Principais características dos trocadores de calor do circuito primário

Potência	27,5 MW
Comprimento dos tubos	~ 8,0 m
Diâmetro dos tubos	~16 mm
Número de tubos	~ 700 tubos
Comprimento total	~8,0 m
Pressão interna	~16 bar
<i>Design</i>	Paredes duplas Carcaça e tubos
Material	AISI 316L

Fonte: adaptado de (SCK-CEN, 2011)

O MYRRHA contará com um sistema de segurança passivo do tipo RVACS (*Reactor Vault Air Cooling Systems*). Este sistema funciona analogamente a um sistema de refrigeração por aletas. Neste caso, ele é formado por um conjunto de tubos colocados ao redor do vaso central capazes de remover calor. Todos esses tubos estão conectados a um tubo central que dissipa o ar aquecido para fora do sistema. O esquema de funcionamento do RVAC é dado passo a passo, da seguinte forma: primeiramente ocorre a falha de refrigeração do circuito primário; o reator aquece; ocorre transferência de calor para os tubos do RVAC independentes; o ar dentro destes tubos é aquecido e circula através de convecção forçada até ser dissipado.

Em relação às bombas do circuito primário, serão duas do tipo centrífugas, cada uma delas com capacidade de produzir uma vazão de 4.750 kg/s de LBE, a uma altura de descarga de até 3,5 m. Cada bomba tem diâmetro externo de ~900 mm, comprimento total de aproximadamente 9 m com um eixo de rotação de 490 rpm e serão produzidas com aço AISI 316 L.

Como o MYRRHA é um reator do tipo piscina, o mesmo contará com um sistema mecânico para separação do chumbo-bismuto quente do chumbo-bismuto frio. O dispositivo que faz essa separação é chamado de diafragma cujos detalhes são mostrados na **Tabela 2-9**.

**Tabela 2-9: Principais características diafragma**

	Placa dupla
	Defletor
<i>Design</i>	Armazenamento de combustível interno
Comprimento	~ 7,5 m
Diâmetro externo	~7,3 m
Espessura parede	40 mm
Espessura parede inferior	40 mm
Espessura parede superior	80 mm
Material	AISI 316L
Peso	~115 ton
Fonte: (SCK-CEN, 2011)	

O sistema de segurança do MYRRHA irá contar, quando em modo crítico, com seis barras de controle e três barras de segurança para acionamento em caso de emergência. As barras de controle irão funcionar através de controle eletromagnético por fluotubulidade enquanto as barras de segurança funcionarão por gravidade. Ambas terão como absorvedores B<sub>4</sub>C enriquecido a 90%, com revestimento da liga de titânio T91 e varetas com a liga de titânio 15-15 Ti.

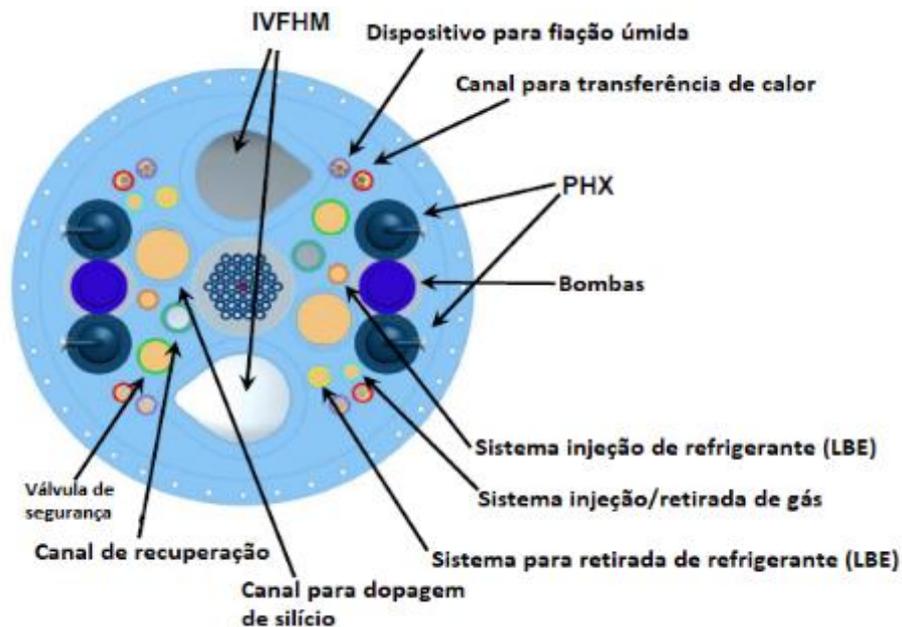
### 2.4.3. Componentes estruturais

O projeto do MYRRHA prevê a construção de um sistema com parede dupla para proteção do núcleo do reator. O vaso de contenção mais externo está previsto para ser fabricado com liga AISI 316 L, tendo um comprimento total de aproximadamente 11 m, diâmetro externo de 7,6 m e espessura da parede principal de 90 mm. Este componente deve pesar em torno de 250 toneladas.

O MYRRHA irá contar com tecnologias diferenciadas. Pelo fato do sistema ser do tipo flexível, a configuração do núcleo deverá ser mudada e, para isso, um sistema automatizado com um braço mecânico será o responsável por fazer as trocas dos elementos combustíveis. Este sistema tem o nome de SCARA (*Selective Compliant Articulated Robot Arm*) e já foi aplicado em outros tipos de reatores rápidos que trabalham com o conceito de troca de elementos. Com ele é possível trabalhar com movimentos em três direções ( $xyz$ ), sendo articulado para movimentar nas direções  $xy$  e sendo rígido em relação à direção  $z$ , podendo subir e descer 2,0 m.

O SCARA conta ainda com uma placa guia para o correto posicionamento durante a troca dos elementos combustíveis. Um sensor ultrassônico será o responsável pelo reconhecimento correto da posição do elemento combustível. O SCARA será produzido com liga AISI 316L, terá um diâmetro de aproximadamente 2,0 m e comprimento de ~8,0 m (ABDERRAHIM et al., 2012; SCK-CEN, 2011).

A tampa ou cobertura do MYRRHA tem um papel também relevante não só para blindar o núcleo do reator, como também para suportar diversos outros componentes integrantes do sistema. A cobertura que será feita em concreto e liga AISI 316L, 2,0 m de altura e diâmetro externo de aproximadamente 8,5 m com peso total de ~246 toneladas, serve como suporte para as duas bombas centrifugas, para os 4 *Primary Heat Exchange (PHX)*, como guia para o *In-vessel Fuel handling Machine (IVFHM)* que é o robô SCARA discutido anteriormente, para os canais de transferência de calor, fluxo de refrigerante quente e frio, dentre outros componentes mostrados na **Figura 2-10**.

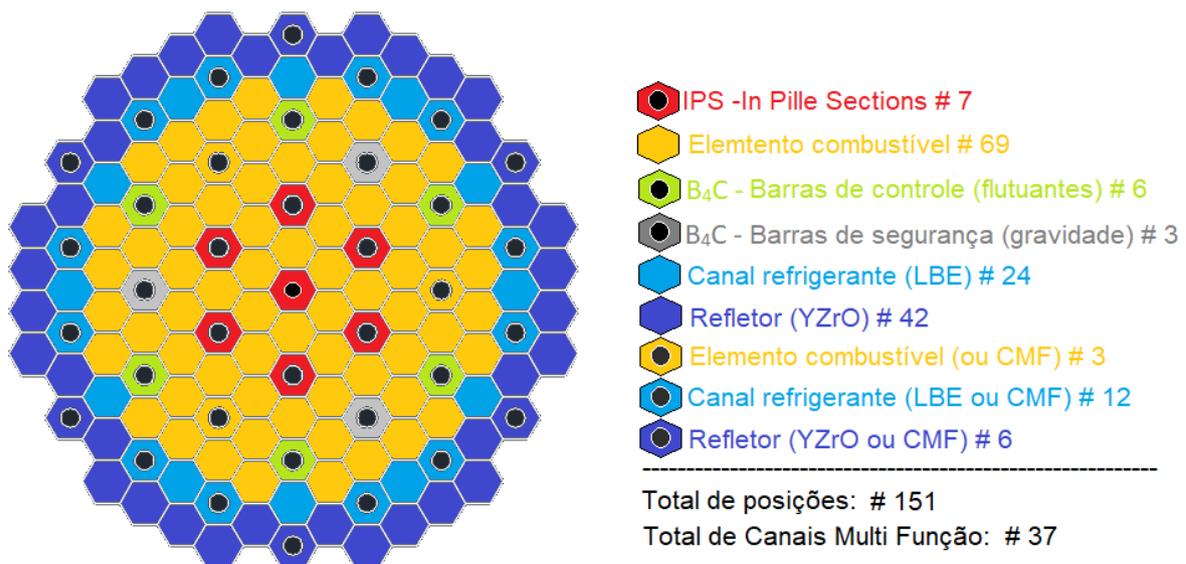


**Figura 2-10:** Tampa ou cobertura do MYRRHA e os componentes acoplados

Fonte: adaptado de (SCK-CEN, 2011)

#### 2.4.4. Núcleo

O sistema MYRRHA está sendo projetado para atingir a potência de  $\sim 80 \text{ MW}_{\text{th}}$  em modo subcrítico e  $\sim 100 \text{ MW}_{\text{th}}$  quando trabalhando em modo crítico podendo atingir até  $110 \text{ MW}_{\text{th}}$  considerando bombas, margens de segurança, etc. Neste trabalho será simulado o funcionamento do reator com potência de  $100 \text{ MW}_{\text{th}}$ , por ser o caso mais crítico e de maior geração de calor. Para ter essa flexibilidade de trabalhar em dois modos distintos de operação, o núcleo do reator possui posições variáveis (37 posições). Isso permite grande flexibilidade que possibilita realizar muitos tipos de experimentos, que é a principal proposta desse reator experimental (ABDERRAHIM et al., 2012). Na **Figura 2-6** os principais componentes deste reator foram mostrados. Na **Figura 2-11**, um projeto típico do núcleo do MYRRHA em modo crítico é apresentado. O modo como este núcleo será modelado irá variar conforme o número de canais termo-hidráulicos.



**Figura 2-11.** Design do núcleo MYRRHA-FASTEF para operação em modo crítico (100 MW<sub>th</sub>), 37 Canais Multi Função – CMF (*Multi-Function Channel – MFC*) para flexibilidade do reator.

Na **Tabela 2-10** são descritos alguns dos principais parâmetros de *design* escolhidos para o MYRRHA-FASTEF e que foram utilizados na modelagem. O sistema primário de refrigeração funcionará com LBE com velocidade dentro do núcleo de  $\sim 2,0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . O reator foi projetado para dissipar até 110 MW<sub>th</sub> de potência, sendo 100 MW<sub>th</sub> referentes ao calor gerado pelo combustível e os demais 10 MW<sub>th</sub> referentes ao funcionamento das bombas do circuito primário, fator de segurança, etc. Como o MYRRHA não irá gerar energia elétrica, o calor é dissipado em mais dois circuitos de troca de calor, o secundário (que não será modelado neste trabalho) usará água saturada/vapor como refrigerante e o terciário usará ar atmosférico como refrigerante final.

O MYRRHA usará como combustível o MOX (*Mixed Oxide Fuel*), em uma proporção não convencional de PuO<sub>2</sub> (variando de 30% a 35% em peso) advindo do reprocessamento de combustível queimado (ABDERRAHIM et al., 2012). Os parâmetros térmicos do combustível necessários para realizar a simulação do núcleo foram calculados conforme será descrito na seção **3.4**.

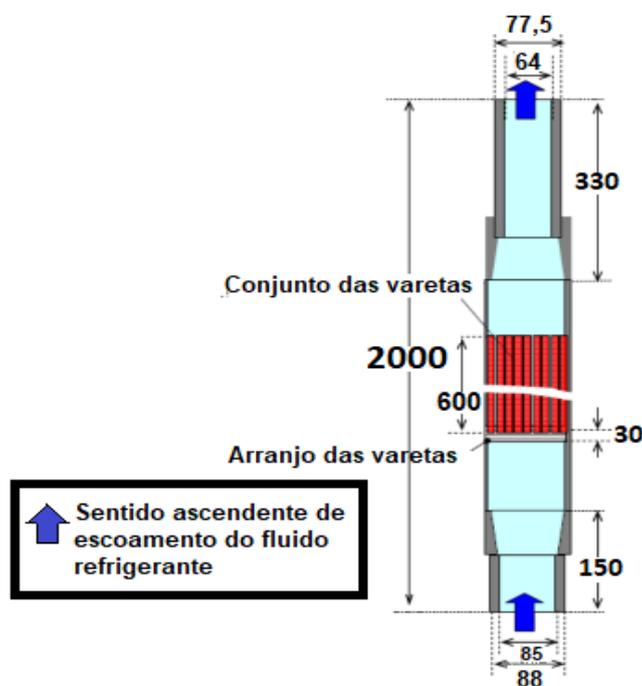
**Tabela 2-10: MYRRHA – principais parâmetros do reator**

Diâmetro externo do núcleo	~1.450 mm
Altura do núcleo	~2.000 mm
Parte ativa	600 mm
Diâmetro vaso principal	7.600 mm
Espessura vaso principal	200 mm
Comprimento do vaso principal	11.000 mm
Potência nominal	100 MW <sub>th</sub>
Potência total máxima do reator	110 MW <sub>th</sub>
Temperatura de entrada do LBE	270 °C
Velocidade do LBE no núcleo	2 m/s
Queda de pressão do LBE	0,25 MPa
Refrigerante do circuito secundário	Água saturada/vapor
Refrigerante do circuito terciário	Ar atmosférico
Temperatura mantida para o LBE	200 °C
Material do vaso do reator	AISI 316L
Material de cobertura do reator	AISI 316L e concreto

Fonte: (SCK-CEN, 2011)

### 2.4.5. Elementos Combustíveis

Na **Figura 2-12** é mostrada a vista frontal do elemento combustível em forma hexagonal utilizado no reator com as principais dimensões, as quais foram consideradas para a modelagem e simulação do núcleo neste trabalho. O comprimento total do elemento combustível é de ~2,0 m, sendo o revestimento feito de liga de titânio 15-15 Ti com uma espessura de 3 mm especialmente desenvolvida para uso em reatores por ter alta resistência à corrosão e alto ponto de fusão. Esse elemento combustível apresenta um perfil escalonado, com uma largura externa no bocal de entrada de 88 mm e interna de 85 mm por onde o fluido é aspergido. Na **Figura 2-13** é mostrada uma vista superior deste elemento combustível.



**Figura 2-12.** Design do elemento combustível, vista frontal, a ser utilizado no reator MYRRHA

Fonte: adaptado de (SCK-CEN, 2011)

No centro do elemento combustível mostrado na **Figura 2-12** encontra-se o arranjo onde são encaixadas as 127 varetas de combustível com um comprimento ativo total de ~0,600 m. Essas varetas possuem formato cilíndrico com um diâmetro externo de 6,55 mm. O centro destas varetas é preenchido com pastilhas de combustível MOX com um diâmetro de 5,42 mm. No total o reator conta com 8.763 varetas capazes de gerar uma potência de até 100 MW<sub>th</sub>. Na **Figura 2-14** é mostrada uma vista superior dessas varetas de combustível.

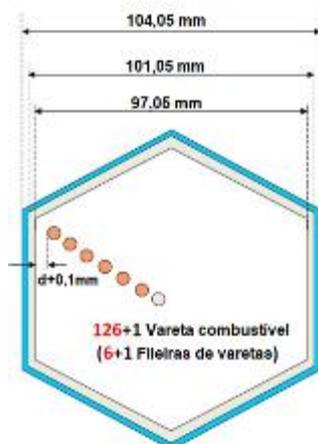


Figura 2-13. Design do elemento combustível, vista superior, a ser utilizado no reator MYRRHA

Fonte: adaptado de (SCK-CEN, 2011)

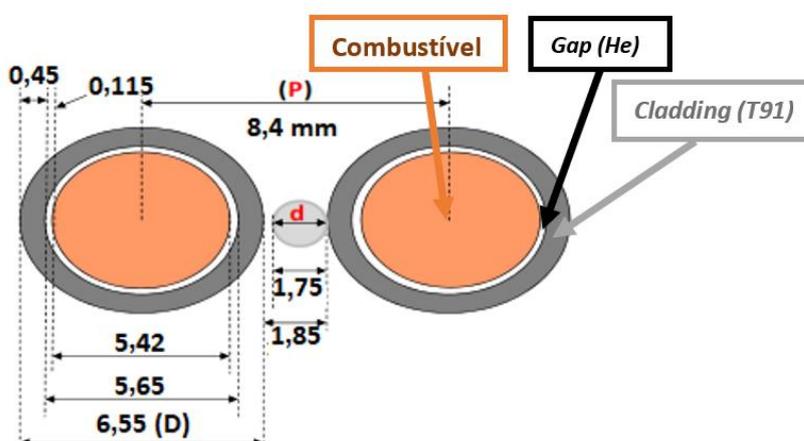


Figura 2-14. Design das varetas combustíveis, vista superior, incluindo Gap e revestimento (Cladding).

Fonte: adaptado de (SCK-CEN, 2011)

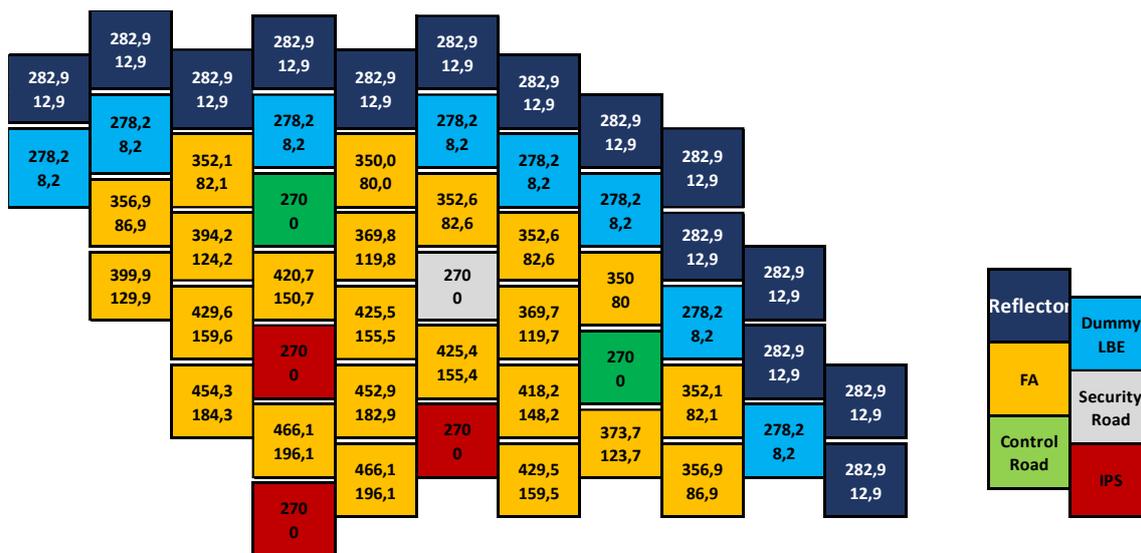
A Tabela 2-11 contém os detalhes principais dos elementos combustíveis, assim como das varetas.

Tabela 2-11: Parâmetros principais do MYRRHA

Tipo de combustível	MOX, 30~35 wt% PuO <sub>2</sub> combustível queimado
<b>Elemento Combustível</b>	
Nº de varetas	127
Material do revestimento	T91
Espaçador das varetas	Espaçador feito em liga 15-15 Ti
<b>Núcleo</b>	
Número de posições	151 (sendo 37 CMF)
Diâmetro do núcleo	Aproximadamente ~1.500 mm
Layout	Hexagonal acerca de uma posição central
Fonte: (BRUYN et al., 2012)	

### 2.4.6. Simulações desenvolvidas para o MYRRHA

Sarotto et al. (2013) simulou o comportamento térmico do reator MYRRHA para o combustível em *BoL - Beginning of Lyfe* - usando o código TRACE, onde a temperatura de saída  $T_{out}$  [°C] e o  $\Delta T$  [°C] em cada posição do núcleo pôde ser determinada conforme consta na **Figura 2-15** (valor superior e inferior nos elementos, respectivamente).



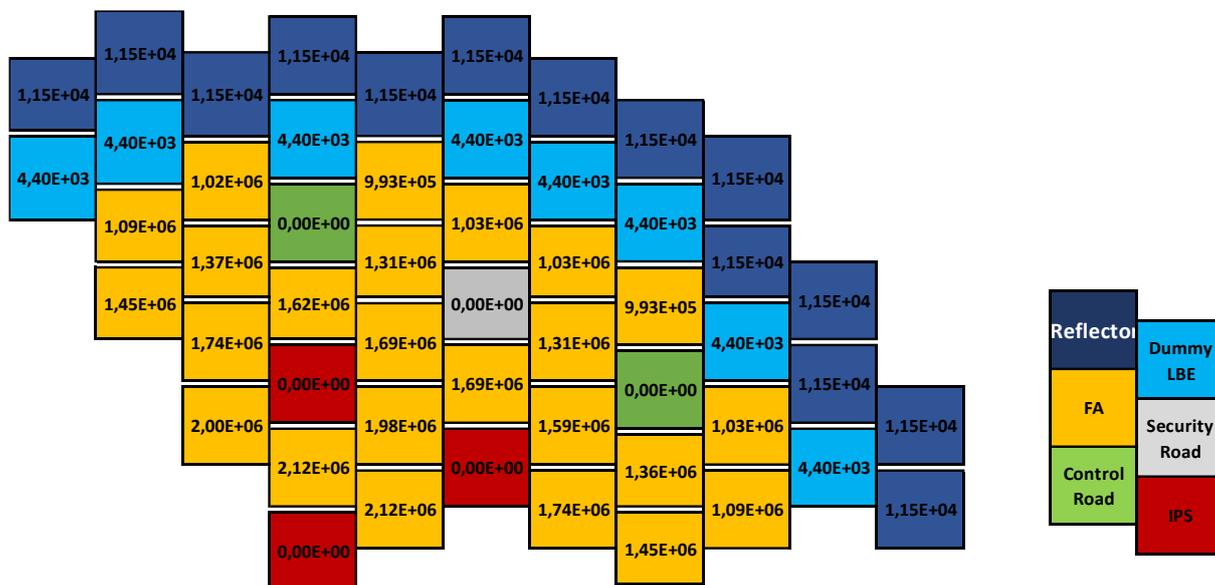
**Figura 2-15.** Temperaturas obtidas com TRACE (Sarotto *et. al.* 2013) para *BoL*

Fonte: adaptado de (SAROTTO et al., 2013)

Como o MYRRHA ainda está em fase de desenvolvimento não existem dados experimentais do reator em operação. Então, todas as informações são obtidas através de simulações, como a demonstrada na **Figura 2-15**. Não foi encontrada na bibliografia pesquisada nenhum tipo de simulação disponível que utilize o RELAP5-3D com os números de canais termo-hidráulicos propostos neste trabalho. Logo, algumas adaptações do trabalho de Sarotto et al. (2013) foram realizadas com canais termo-hidráulicos adaptados e utilizados como um dos critérios de comparação do modelo proposto para posteriormente realizar a simulação do núcleo com o sódio e, então, comparar os dois refrigerantes.

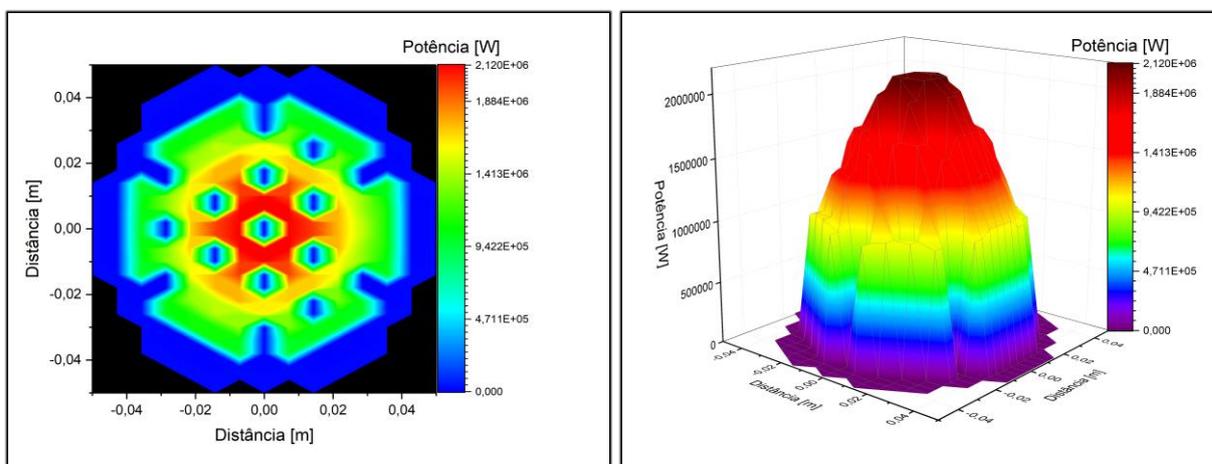
Na **Figura 2-16** é mostrado um esquema de distribuição radial de potência do MYRRHA, mostrando 1/3 do reator, levando em conta cada uma das 151 posições do núcleo em modo crítico. Estes serão os fatores adotados neste trabalho, que conjugados com os fatores axiais, dão a distribuição de potência no núcleo do reator como um todo. Na **Figura 2-17** é mostrado

um gráfico de distribuição de potência em 2 e três dimensões do reator construído com os dados do fator de distribuição de potência da **Figura 2-16**.



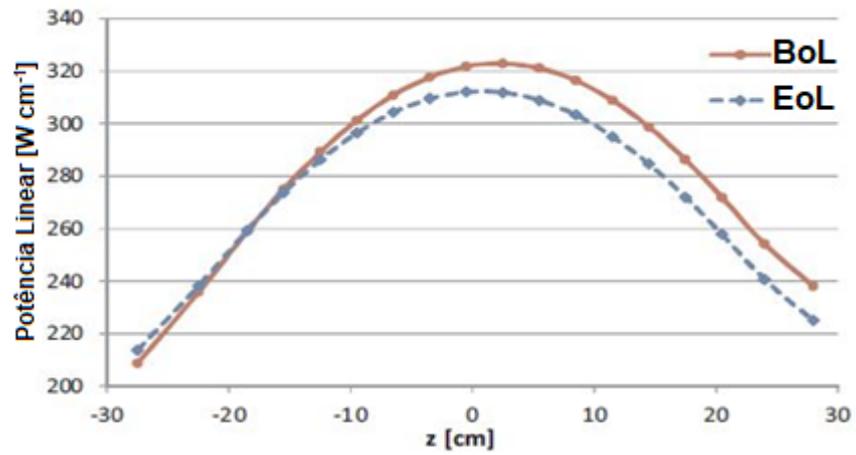
**Figura 2-16:** Fator de distribuição de potência radial no núcleo do reator MYRRHA

Fonte: (BUCKINGHAM; KEIJERS, 2015)



**Figura 2-17:** Distribuição radial de potência dentro do reator MYRRHA em duas dimensões

Na **Figura 2-18** são mostradas as distribuições de potência linear axial utilizadas neste trabalho. Aqui cabe ressaltar os cenários que foram utilizados em dois casos distintos do ciclo do combustível no reator, *BoL* e *EoL*.



**Figura 2-18:** Distribuição de potência axial no núcleo do reator MYRRHA para *BoL* e *EoL*

Fonte: adaptado de (SAROTTO et al., 2013)

## 2.5. O código RELAP

### 2.5.1. Breve história do RELAP

Os reatores nucleares são sistemas complexos cujo funcionamento está atrelado a diversas variáveis dependentes do espaço tempo. Entender o comportamento termodinâmico destes dispositivos é essencial para garantir a correta operação evitando sobreaquecimento dos componentes e, conseqüentemente, acidentes. Os cálculos termo-hidráulicos destes sistemas envolvem equações de transferência de calor, transferência de massa, equações de transporte, etc. Fazer esses cálculos de forma detalhada é tarefa quase impossível de ser realizada sem a ajuda de computadores. Desta forma, criaram-se os códigos computacionais termo-hidráulicos para reatores nucleares afim de analisar, principalmente, a parte de refrigeração.

O RELAP (*Reactor Excursion and Leak Analysis Program*) é um código computacional para análise termo-hidráulica de sistemas nucleares que vem sendo desenvolvido pelo IDL (*Idaho National Laboratory*). Inicialmente este código foi criado pela *U.S. Atomic Energy Commission*, atualmente *U.S Nuclear Regulatory Commission (NRC)* com o intuito de simular perda de refrigeração (*LOCA – Loss Of Collant Analysis*) em PWRs (MESINA, 2016).

Segundo conta Mesina (2016), a primeira versão foi lançada com o nome de FLASH-1 e utilizou o modelo do equilíbrio homogêneo para analisar o escoamento em função do tempo e, para isso, todo o reator foi dividido em apenas três volumes, sendo eles: volume de pressurização; estrutura de calor e refrigerante. Àquela época (década de 60), os recursos computacionais eram limitados o que também prejudicava bastante a possibilidade de análises mais complexas.

No ano de 1966, foi criado o código RELAPSE (RELAP1) pelo INL com utilização da linguagem FONTRAN IV. Este já contava com avanços em relação à versão anterior e permitia representar o circuito primário com três volumes conjuntos, incluindo bombas de refrigeração, trocadores de calor, além de melhorias em relação às equações para cálculo de pressão, temperatura, escoamento, transporte de massa, reatividade e análise de potência em LOCA (MESINA, 2016).

Mesina (2016) relata que no ano de 1970, surgiu o RELAP3, como parte do desenvolvimento do RELAP 2. Este código contava com a possibilidade de simulação em até 20 volumes, *trips* lógicos, válvulas, varetas de combustível além de modelos para transferência

de calor. Já em 1973, foi lançado o RELAP4/MOD1 com um aumento considerável em relação às unidades de volume (até 100 unidades), possibilidade de análise de fluido bifásico, além da representação do circuito secundário. Um avanço em relação a esta versão foi a possibilidade de analisar LOCA tanto de PWRs quanto de BWRs.

No ano de 1979, finalmente foi desenvolvida a versão do RELAP5. Segundo Mesina (2016) a principal diferença desta versão para as anteriores seria o fato de utilizar o modelo de fluido bifásico possibilitando a análise de fases líquida-gasosas. O desenvolvimento desta nova versão certamente contou com os avanços das linguagens de programação da época, do FORTRAN 66 para o FORTRAN 77, além do desenvolvimento de *hardwares* mais potentes que possibilitaram maior alocação de memória para realização dos complexos cálculos que envolvem fenômenos de transporte de massa e calor dentro de um reator.

A melhoria do código do RELAP esteve associada também ao desenvolvimento computacional. À medida que a capacidade de processamento e memória iam crescendo, assim como as linguagens de programação foram melhoradas, novas funções iam sendo acrescentadas ao código que passou a ser utilizado mundialmente na área de engenharia nuclear. Houve interesse de entidades governamentais e não governamentais no RELAP o que levou a uma parceria de diversas entidades, *U.S. Department of Energy, Office of Nuclear Energy, Science Applications International Corporation* que fizeram um acordo com o INL para desenvolver uma nova versão com análise em tempo real (MESINA, 2016).

### **2.5.2. A versão RELAP5-3D**

O código RELAP5 surgiu de décadas de pesquisa e desenvolvimento dos fenômenos físicos que envolvem a termo-hidráulica dos reatores nucleares. Por fim, tais ações culminaram com o lançamento da versão do RELAP5-3D no ano de 1990, inclusive com a formação de um grupo internacional de usuários (IRUG, *Internacional Relap Users Group*) para desenvolvimento e distribuição do código. As principais melhorias apresentadas na versão do RELAP5-3D são descritas por Mesina (2016) como:

- a) *“análise hidrodinâmica tridimensional completa com geometrias retangulares, cilíndricas e esféricas;*
- b) *gravidade variável para sistemas dinâmicos;*
- c) *incorporação do código NESTLE para neutrônica multidimensional com nós cinéticos;*

- d) *acoplamento com o código PHYSICS para cinética de nêutrons;*
- e) *transferência de calor em uma ou duas dimensões incluindo condução, convecção e radiação;*
- f) *difusão gasosa, transporte radiológico e condução de calor alternada em fluidos;*
- g) *novos componentes hidrodinâmicos: misturadores ECC, aquecedor de água de alimentação e compressor;*
- h) *o modelo de rastreamento de boro da segunda ordem no espaço de Godunov;*
  - i) *vários fluidos de trabalhos...*
  - j) *vários gases não condensáveis...*

Um desenvolvimento relevante no código aconteceu com o lançamento da versão ATENA. Inicialmente, o RELAP foi pensado e criado para trabalhar com simulação de LWRs sendo a água o principal fluido de referência. Com a versão ATENA, outros fluidos refrigerantes puderam ser adicionados à biblioteca do código e a possibilidade de simulação de outros reatores não convencionais aumentou consideravelmente.

Um trabalho importante foi desenvolvido pela *Ansaldo Nucleares*, na cidade de Genova, Itália. Uma nova versão (RELAP/mod 3.2.2) foi desenvolvida para utilização do refrigerante LBE (HEUSDAINS; ARIEN, [s.d.]). Modificações como esta possibilitaram a utilização do RELAP para fazer a modelagem e simulação do comportamento termo-hidráulico de reatores como o MYRRHA.

### **2.5.2.1. O modelo hidrodinâmico do RELAP5-3D**

A descrição matemática dos modelos utilizados no RELAP5-3D que será resumida a seguir e foi retirada dos manuais do código *Information Systems Laboratories* (2001). O RELAP5-3D utiliza um modelo hidrodinâmico unidimensional, transiente, bifásico para escoamento de fluidos em duas fases, como a mistura água/vapor que pode conter componentes não condensáveis na fase vapor e/ou componente solúvel na fase líquida (INL, 2015).

O modelo termo-hidráulico do RELAP5-3D trabalha com a resolução de oito equações vetoriais para oito variáveis primárias e independentes variando no espaço tempo. Essas variáveis são: pressão (P), energias internas específicas ( $U_f$ ,  $U_g$ ), fração de vazio ( $\alpha_g$ ), velocidade das fases líquida e gasosa ( $v_f$ ,  $v_g$ ), título do gás não condensável ( $X_n$ ) e densidade de boro ( $\rho_b$ ).

As equações de massa para fase contínua são (**Equações 2.1 e 2.2**):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_g \rho_g V_g A) = \Gamma_g \quad 2.1$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f \rho_f) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_f \rho_f V_f A) = \Gamma_f \quad 2.2$$

Este fluxo mássico não inclui distúrbios de fontes externas ao sistema, isso implica que o termo de geração de líquido ( $\Gamma_f$ ) é o negativo da geração de vapor ( $\Gamma_g$ ), isto é,  $\Gamma_f = -\Gamma_g$ . O modelo de transferência de massa interfacial assume que a transferência de massa total pode ser dividida em transferência de massa na interface vapor/líquido no fluido,  $\Gamma_{ig}$ , e transferência de massa na interface vapor/líquido na camada limite térmica perto das paredes,  $\Gamma_w$ , isso é  $\Gamma_g = \Gamma_{ig} + \Gamma_w$  (INFORMATION SYSTEMS LABORATORIES, 2001 apud RAMOS, 2017).

As equações de conservação do momento considerando as fases líquida e gasosa são utilizadas dentro do código na sua forma expandida em termos do momento volumétrico utilizando velocidades variáveis  $v_g$  e  $v_f$ . A variação espacial do momento é expressa em termos de  $v_g^2$  e  $v_f^2$ . Esses termos são retirados da equação geral de Bernoulli para um escoamento em estado estacionário, incompressível e sem fricção. A equação de conservação do momento considerando a fase de vapor é (INL, 2015) (**Equações 2.3 e 2.4**):

$$\begin{aligned} \alpha_g \rho_g A \frac{\partial v_g}{\partial t} + \frac{1}{2} \alpha_g \rho_g A \frac{\partial v_g^2}{\partial x} = & -\alpha_g A \frac{\partial P}{\partial x} + \alpha_g \rho_g B_x A - (\alpha_g \rho_g A) F W G(v_g) \\ & + \Gamma_g A (v_{gI} - v_g) - (\alpha_g \rho_g A) F I G(v_g - v_f) \\ & - C \alpha_g \alpha_f \rho_m A \left[ \frac{\partial (v_g - v_f)}{\partial t} + v_f \frac{\partial v_g}{\partial x} - v_g \frac{\partial v_f}{\partial x} \right] \end{aligned} \quad (2.3)$$

Já a equação para a fase líquida é:

$$\begin{aligned} \alpha_f \rho_f A \frac{\partial v_f}{\partial t} + \frac{1}{2} \alpha_f \rho_f A \frac{\partial v_f^2}{\partial x} = & -\alpha_f A \frac{\partial P}{\partial x} + \alpha_f \rho_f B_x A - (\alpha_f \rho_f A) F W F(v_f) \\ & + \Gamma_g A (v_{fI} - v_f) - (\alpha_f \rho_f A) F I F(v_f - v_g) \\ & - C \alpha_f \alpha_g \rho_m A \left[ \frac{\partial (v_f - v_g)}{\partial t} + v_g \frac{\partial v_f}{\partial x} - v_f \frac{\partial v_g}{\partial x} \right] \end{aligned} \quad (2.4)$$

Aqui cabe considerar que, as perdas em função do número de Reynolds são desconsideradas, as pressões das fases são consideradas iguais, a pressão na interface das fases líquidas/gasosas é considerada igual às pressões da própria fase. Os termos *FWG* e *FWF* são referentes às perdas por atrito nas paredes, as quais são calculadas considerando velocidades lineares e são produtos dos coeficientes de atrito na parede. A fricção é calculada por unidade de volume, e pela intensidade da velocidade da massa do fluido. Os coeficientes de *FIG* e *FIF* são parte da resistência de interface por atrito (INL, 2015).

A conservação do momento na interface entre as fases líquidas e gasosas requer que o somatório dos termos de força associados com a massa e as variações de momento sejam iguais a zero, conforme (**Equação 2.5**) (INL, 2015):

$$\begin{aligned} \Gamma_g AV_{gl} - (\alpha_g \rho_g A) FIG (V_g - V_f) - C \alpha_f \alpha_g \rho_m A \left[ \frac{\partial(v_f - v_g)}{\partial t} \right] - \\ \Gamma_g AV_{fl} - (\alpha_f \rho_f A) FIF (V_g - V_f) - C \alpha_f \alpha_g \rho_m A \left[ \frac{\partial(v_f - v_g)}{\partial t} \right] = 0 \end{aligned} \quad (2.5)$$

Em relação às equações de conservação de energia, tem-se (**Equações 2.6 e 2.7**):

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\alpha_g \rho_g U_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x} (\alpha_g \rho_g U_g v_g A) = -P \frac{\partial \alpha_g}{\partial t} - \frac{P}{A} \frac{\partial}{\partial x} (\alpha_g v_g A) + Q_{\omega g} + Q_{ig} \\ + \Gamma_{ig} h_g^* + \Gamma_{\omega} h'_g + DISS_g \end{aligned} \quad (2.6)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f U_f) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x} (\alpha_f \rho_f U_f v_f A) = -P \frac{\partial \alpha_f}{\partial t} - \frac{P}{A} \frac{\partial}{\partial x} (\alpha_f v_f A) + Q_{\omega f} + Q_{if} \\ + \Gamma_{if} h_f^* + \Gamma_{\omega} h'_f + DISS_f. \end{aligned} \quad (2.7)$$

As **Equações 2.6 e 2.7** contém simplificações das equações de energia térmica, cujas principais são: o fluxo de calor de Reynolds é negligenciado; os termos de covariância são totalmente negligenciados, assim como o armazenamento de energia nas interfaces e a troca de calor entre as fases. Os termos  $Q_{\omega g}$  e  $Q_{\omega f}$  são as taxas de transferência de calor da parede por unidade de volume. Estes termos satisfazem a seguinte condição:  $Q = Q_{\omega g} + Q_{\omega f}$ . Onde que  $Q$  é a taxa de transferência de calor total por unidade de volume (INL, 2015).

### 2.5.3. O modelo da condução de calor

Conforme consta no manual do RELAP5-3D, *as estruturas de calor fornecidas no RELAP5 permitem o cálculo do calor transferido através dos volumes sólidos hidrodinâmicos*. O código é capaz de modelar estruturas de calor com geometrias diversas, incluindo varetas de combustível ou placas com aquecimento nuclear ou elétrico, transferência de calor através de tubos do gerador de vapor e transferência de calor das paredes dos tubos e vasos (INL, 2015).

As estruturas de calor são representadas pela condução unidimensional através de uma geometria retangular, cilíndrica ou esférica. Os multiplicadores de superfície são usados para fazer uma conversão de uma condição unidimensional para uma condição de superfície. As condutividades térmicas dependentes de temperatura e as capacidades térmicas volumétricas são fornecidas em forma de tabela, seja a partir de dados incorporados ou fornecidos pelo usuário (INL, 2015).

A equação geral da transferência de calor é dada da seguinte forma (**Equação 2.8**) (INL, 2015):

$$\iiint_V \rho(T, \bar{x}) \frac{\partial T}{\partial t}(\bar{x}, t) dV = \iint_s k(T, \bar{x}) \bar{\nabla} T(\bar{x}, t) \cdot d\bar{s} + \iiint_V S(\bar{x}, t) dV \quad 2.8$$

Onde:  $k$  = condutividade térmica;  
 $s$  = superfície;  
 $S$  = fonte de calor interna;  
 $t$  = tempo;  
 $T$  = temperatura;  
 $V$  = volume;  
 $x$  = coordenadas espaciais;  
 $\rho$  = capacidade calorífica volumétrica.

### 2.5.4. Componentes da estrutura do código RELAP5-3D

O processo de construção de um modelo utilizando o RELAP5-3D utiliza elementos que simulam cada um dos componentes do sistema físico. Estes elementos estão divididos em quatro grupos: termo-hidráulico, estruturas de calor, TRIPs e variáveis de controle. O grupo termo-hidráulico é composto de componentes que estão desenhados para simular percursos de fluidos (PIPES, ANNULUS) e equipamentos de transporte de fluidos (PUMP, TMDP-VOL). As estruturas de calor simulam o transporte entre materiais sólidos e entre materiais sólidos

com fluidos. Os TRIPs estão desenhados para simular comandos para iniciar ações de vários tipos (por exemplo, ligar uma bomba em um momento desejado ou abrir e fechar uma válvula). Finalmente, as variáveis de controle têm funções especiais de controle (por exemplo, controladores proporcionais, diferenciais e integrais).

Os principais componentes utilizados para uma modelagem utilizando o RELAP5-3D estão apresentados na **Tabela 2-12**.

**Tabela 2-12: Principais componentes utilizados na modelagem no código RELAP5-3D**

Componente	Identificador	Esquema na Nodalização	Uso Principal
Single-volume (Volume simples)	SNGLVOL		Representa um segmento de fluxo que não requer um tubo PIPE ou BRANCH.
Pipe (Tubo)	PIPE		Representa um canal no sistema, pode ter de 1 a 100 volumes. PIPE com mais de um volume tem junções internas conectando os subvolumes.
Annulus (Pipe para fluxo em regime de filme)	ANNULUS		Forma especial do PIPE que é usada para simular passagens anelares de fluxo.
Branch (Ramificação)	BRANCH		Representa um canal que pode ter até 10 junções conectadas a ele.
Single-junction (Junção simples)	SNGLJUN		Conecta um componente a outro.
Valve (Válvula)	VALVE		Simula a presença e o comportamento de seis tipos diferentes de válvulas.
Time-dependent junction (Junção com dependência temporal)	TMDPJUN		Conecta um componente a outro, especificando condições de contorno.
Pump (Bomba)	PUMP		Simula o comportamento de uma bomba centrífuga.
Accumulator (Acumulador)	ACCUM		Simula o acumulador de um PWR.

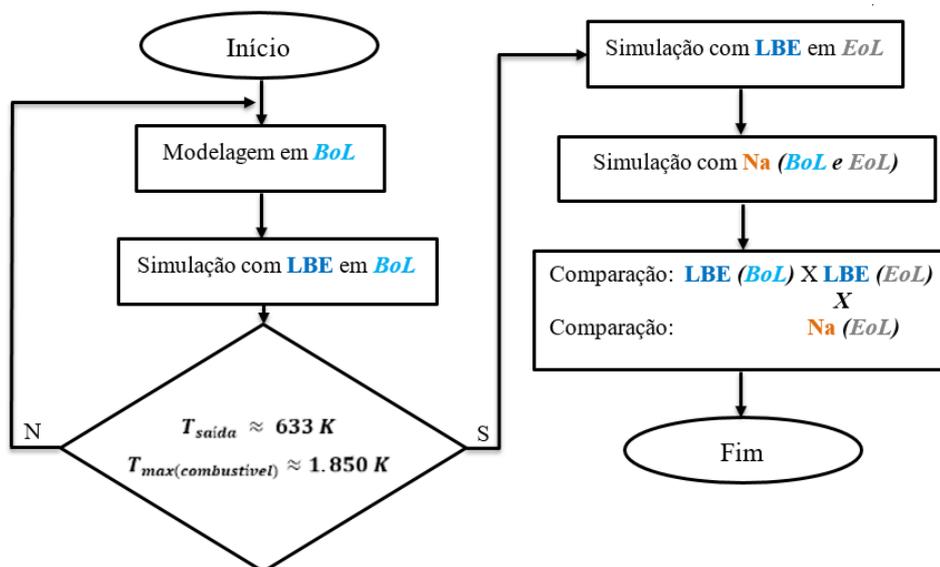
Fonte: (COSTA, 2015)

## Capítulo 3: Modelagem

### 3.1. MYRRHA-FASTEF – Modelagem

A simulação termo-hidráulica desenvolvida por Sarotto et al. (2013) utilizou o código TRACE onde a temperatura em cada posição do núcleo pôde ser determinada, incluindo *IPS*, *CR*, *SR*, *FA*, *Reflector*, *Dummy*, além dos elementos combustíveis, utilizando uma distribuição de potência em *BoL - Beginning of Lyfe* (**Figura 2-18**). Tais dados de temperatura (**Figura 2-15**) foram utilizados como um dos critérios de comparação de resultados encontrados neste trabalho usando o código RELAP5. O trabalho desenvolvido por Sarotto et al. (2013) não contém a mesma quantidade de canais termo-hidráulicos, por isso adaptações foram realizadas com o intuito de ter uma base de comparação. Valores médios da temperatura de saída foram tomados em canais termo-hidráulicos adaptados do modelo de Sarotto et al. (2013).

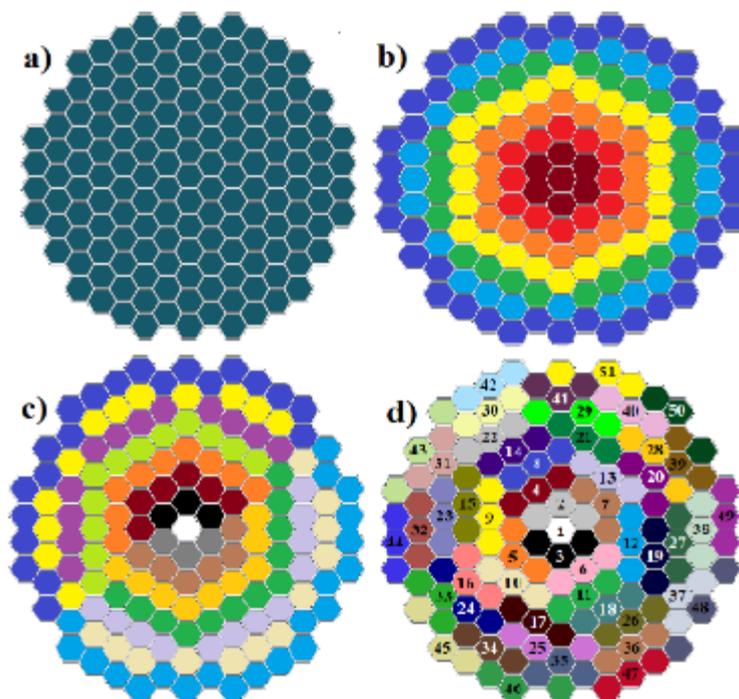
Após os resultados da temperatura média de saída, com uma distribuição de potência em *BoL* e utilizando o LBE como refrigerante, estarem dentro de parâmetros de contorno determinados pela literatura, novas simulações, primeiro utilizando o LBE e o combustível em *EoL -End of Lyfe* - e depois trocando o refrigerante por sódio e, também, com o combustível em dois cenários, *BoL e EoL*, foram realizadas e então os resultados foram comparados. Na **Figura 3-1** é mostrado o diagrama lógico dos procedimentos realizados neste trabalho.



**Figura 3-1:** Diagrama lógico da metodologia aplicada a este trabalho

### 3.2. Modelagem do núcleo

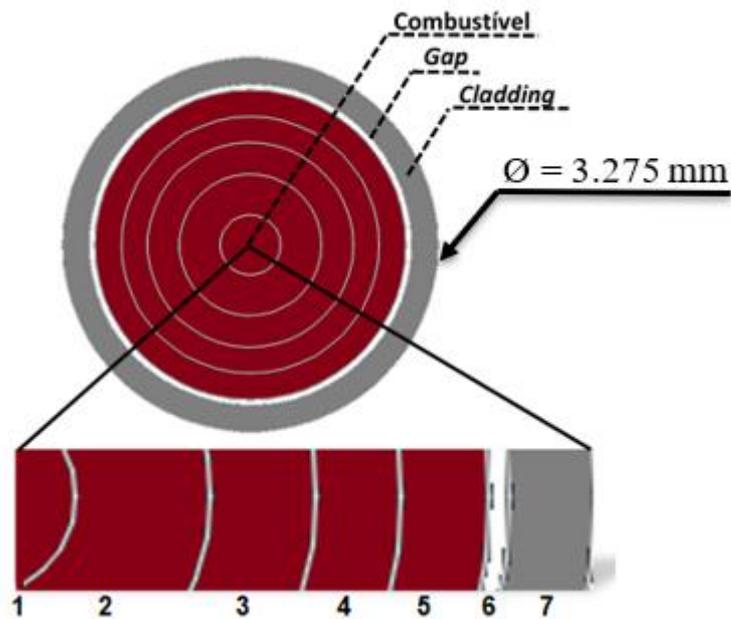
Na **Figura 3-2** estão demonstradas as formas de modelagem do núcleo variando o número de canais termo-hidráulicos, modelos que serão discutidos posteriormente com maiores detalhes.



**Figura 3-2.** Modelagem do núcleo do reator MYRRHA considerando: a) 1 THC; b) 7 THCs; c) 15 THCs; d) 51 THCs

### 3.3. Modelagem do elemento combustível

Para simular as varetas combustíveis como estruturas de calor no código RELAP5, as mesmas foram divididas radialmente com 8 *mesh points* contendo 7 intervalos, e três regiões, sendo: do *mesh* 1 ao 5, região correspondente ao combustível; do 5 ao 6, região correspondente ao *Gap* (composto de gás hélio); por fim, *mesh* 7 ao 8, intervalo correspondente ao revestimento, composto por uma liga de titânio (T91). Detalhes dessa divisão estão representados na **Figura 3-3**.



**Figura 3-3:** Divisão radial com *meshes* representando a vareta combustível no RELAP5

### 3.4. Modelagem do combustível

No código RELAP5 há a opção de utilizar alguns materiais diretamente no modelo de estrutura de calor tais como UO<sub>2</sub> convencional e zircaloy. Porém, como o combustível utilizado no MYRRHA será do tipo MOX, com uma porcentagem não convencional de PuO<sub>2</sub>, variando de 30 a 35%, os parâmetros térmicos tiveram que ser calculados para ser inseridos no modelo em forma de tabela. Dessa forma, os coeficientes de condutividade térmica e capacidade calorífica, em função da temperatura, foram calculados. A metodologia de cálculo utilizada para a condutividade térmica dos combustíveis do tipo MOX é descrita a seguir, começando pelas Equações (3.1), (3.2) e (3.3) (LEE; KOO; SOHN, 2001).

$$k_{MOX} = K_{UO_2} \left( 1 - a \cdot P_{PuR}^{\frac{2}{3}} \cdot \left( 1 - \frac{1}{1 + \frac{1}{a} \cdot P_{PuR}^{\frac{1}{3}} \cdot \left( \frac{K_{UO_2}}{K_{PuR}} - 1 \right)} \right) \right); \quad (3.1)$$

Onde:  $k_{MOX}$  = condutividade térmica do combustível heterogêneo MOX;  
 $K_{UO_2}$  = condutividade térmica do  $UO_2$  e do  $PuO_2$  em estado sólido;  
 $K_{PuR}$  = condutividade térmica das partículas de Pu;  
 $P_{PuR}$  = fração volumétrica das partículas de Pu;  
 $a$  = fator anisotrópico ( $a = 1$ , distribuição isotópica de porosidade).

$$k_{UO_2} = \left( \frac{1}{0.1149 + 4.015 \times 10^{-3} xBU + (2.475 \times 10^{-4} - 6.982 \times 10^{-7} xBU) xTC} + 0.0132 x e^{0.00188 x TC} \right); \quad (3.2)$$

$$k_{PuR} = \left( \frac{1}{1.528 \sqrt{x} + 0.00931 - 0.1055 + 0.44 xBU + 2.2885 \times 10^{-4} xTK} + 76.38 \times 10^{-12} xTK^3 \right) x f(p) \quad (3.3)$$

Onde:  $f(p)$  = fator de correção de porosidade ( $f(p) = 1$ , sem porosidade);

$BU$  = combustível queimado em  $\frac{MWd}{kgHM}$  ( $BU = 0$ , estado inicial);

$x$  = fator estequiométrico ( $x = 1$ );

$TK$  = temperatura em Kelvin;

$TC$  = temperatura em °C.

O cálculo da capacidade de calor do MOX é dado em função: da temperatura, das frações de  $UO_2$  e  $PuO_2$ , da relação de átomos de oxigênio e átomos de metal O/M e da queima de combustível. A expressão que representa a capacidade de calor, válida para um intervalo entre 300 ~ 1.400 K, é dada da seguinte forma (SIEFKEN et al., 1995) (**Equação 3.4**):

$$FC_p = \frac{K_1 \cdot \theta^2 \cdot e^{\left(\frac{\theta}{T}\right)}}{T^2 \cdot \left( e^{\left(\frac{\theta}{T}\right)} - 1 \right)} + K_2 \cdot T + \frac{Y \cdot K_3 \cdot E_D}{2 \cdot R \cdot T^2} \cdot e^{\left(\frac{-E_D}{R \cdot T}\right)}; \quad 3.4$$

Onde:  $FC_p$  = Capacidade de calor específica  $\left( \frac{J}{kg} \cdot k \right)$ ;

$T$  = temperatura (K);

$Y$  = razão entre oxigênio e metal;

$R$  = constante universal dos gases  $\left( R = 8,3143 \frac{J}{mol \cdot K} \right)$ ;

$\theta$  = Coeficiente de temperatura de Einstein (K, típica para cada ipo de combustível);

$E_D$  = energia por quantidade de material (J/mol).

Uma vez que os efeitos da razão O/M e da queima de combustível sobre a capacidade de calor são muito pequenos, eles podem ser negligenciados (POPOV et al., 2000). As demais constantes utilizadas na **Equação 3.4** são apresentadas na **Tabela 3-1** (SIEFKEN et al., 1995).

**Tabela 3-1: Constantes da Equação 4.4 da capacidade de calor para UO<sub>2</sub> e PuO<sub>2</sub>**

Constante	UO <sub>2</sub>	PuO <sub>2</sub>	Unidades
K <sub>1</sub>	296.70	347.40	J/kg.K
K <sub>2</sub>	2.43x10 <sup>-2</sup>	3.95x10 <sup>-4</sup>	J/kgK <sup>2</sup>
K <sub>3</sub>	8.75 x 10 <sup>7</sup>	3.86 x 10 <sup>7</sup>	J/kg
Θ	535.29	571.00	K
E <sub>D</sub>	1.58 x 10 <sup>5</sup>	1.97 x 10 <sup>5</sup>	J/mol

Fonte: (SIEFKEN et al., 1995)

A capacidade de calor específico do MOX pode ser encontrada por uma média considerando a proporção de peso de PuO<sub>2</sub>. Então, a capacidade de calor [J/m<sup>3</sup>K] pode ser calculada por uma simples multiplicação das Equações (3.4) x (3.5) ou (3.6), dependendo da faixa de temperatura. A expressão de densidade do MOX é dada abaixo (POPOV et al., 2000) (**Equação 3.5; 3.6 e 3.7**):

$$\rho_s(T) = \rho_s(273)x \left( (9,973x10^{-1}) + (9,802x10^{-6})x(T - 2,705x10^{-10})xT^2 + 4,391x10^{-13} * T^3 \right)^{-3}; \quad (3.5^*)$$

\* Válida de 273 a 973 K;

$$\rho_s(T) = \rho_s(273)x \left( (9,967x10^{-1}) + (1,179x10^{-5})x(T - 2,429x10^{-9})xT^2 + 1,219x10^{-12} * T^3 \right)^{-3}; \quad (3.6^*)$$

\* Válida acima de 973 K;

Onde:  $\rho_{s(UO_2)}(273) = 10,970 \text{ kg/m}^3$ ;

$$\rho_{s(PuO_2)}(273) = 11,600 \text{ kg/m}^3.$$

A densidade para o MOX (U1-yPuy) depende da fração molar de PuO<sub>2</sub> e é calculada pela expressão linear (3.7) (POPOV et al., 2000):

$$\rho_{s(UO_2)}(273) = 10,970 + 490y; \quad (3.7)$$

Na **Tabela 3-2**, é possível verificar as propriedades térmicas calculadas para o MOX (30% w, PuO<sub>2</sub>) que foram usadas como dados de entrada RELAP5, conforme **Equações 3.1 a 3.7**.

**Tabela 3-2: Propriedades térmicas do MOX (30% m, PuO<sub>2</sub>)**

Temperatura [K]	Condutividade térmica [W/m.K]	Capacidade calorífica [J/m <sup>3</sup> K]
273	8,5854	2,59E+06
350	6,7141	2,73E+06
500	5,3287	2,92E+06
650	4,4228	3,23E+06
800	3,7858	3,37E+06
950	3,3155	3,44E+06
1.100	2,9567	3,49E+06
1.250	2,6771	3,54E+06
1.400	2,4571	3,57E+06
1.550	2,2844	3,60E+06
1.700	2,1515	3,63E+06
1.850	2,0544	3,65E+06
2.000	1,9913	3,68E+06
2.150	1,9630	3,71E+06
2.300	1,9722	3,74E+06
2.450	2,0238	3,76E+06
2.600	2,1252	3,79E+06
2.750	2,2874	3,82E+06
2.900	2,5255	3,85E+06
3.050	2,8609	3,89E+06
3.200	3,3226	3,92E+06

Fonte: elaborado pelo autor

Konno e Hirosawa (2002) desenvolveram um modelo matemático para calcular a temperatura de fusão de combustíveis MOX em função da quantidade de plutônio, urânio, amerício, da queima do combustível e da razão oxigênio metal presente nos mesmos. A expressão para cálculo da temperatura de fusão dos combustíveis MOX é dada da seguinte forma (**Equação 3.8**) (KONNO; HIROSAWA, 2002):

$$T_{rev} = 3.138 - 497 X_1 + 60X_1^2 - (1.000 - 2.850 X_1)(2,00 - X_4) - (1.206 - 782X_1)X_2 - (1,06 - 1,43X_1)X_3 + 0,0008((1,06 - 1,43X_1)/0,66)^{1,5} X_3^2 ; \quad (3.8)$$

Onde:  $X_1$ : fração de plutônio (Pu);

$X_2$ : fração de amerício (Am);

$X_3$ : combustível queimado em  $\frac{MWd}{kgHM}$  ( $BU = 0$ , estado inicial);

$X_4$ : razão entre oxigênio e metal  $\left(\frac{O}{M}\right)$ .

A solução da **Equação 3.8** para valores típicos do combustível MOX (30% PuO<sub>2</sub>), , utilizados neste trabalho é dada pela expressão (**Equação 3.9**):

$$T_{rev} = 3.138 - 497 * (0,3) + 60 * (0,3^2) - (1.000 - 2.850 * 0,3)(2,00 - 1,00) - (1.206 - 782 * 0,3) * 0 - (1,06 - 1,43 * 0,3) * 0 + 0,0008 \left( \frac{(1,06 - 1,43 * 0,3)}{0,66} \right)^{1,5} * 0^2 \approx \mathbf{2.850 K}; \quad (3.9)$$

Onde:  $X_1 = 0,3$ ,  $X_2 = 0$ ,  $X_3 = 0$  e  $X_4 = 1$ .

### 3.5. Modelo de um único elemento combustível

O principal objetivo ao desenvolver um modelo com um elemento combustível é verificar se a metodologia proposta coincide, principalmente em termos de temperatura, com o arranjo de maior temperatura determinado por Sarotto *et. al.* (2013) (**Figura 2-15**). Para isso, utilizou-se a temperatura de saída do refrigerante do canal termo-hidráulico como uma condição de comparação para a verificação do modelo ( $T_{saída} \approx 739K$ ). O objetivo foi verificar se o modelo simples proposto seria capaz de simular esse elemento e se poderia então ser “multiplicado” para simular o núcleo inteiro e no final chegar a um modelo mais próximo daquele de referência em Sarotto et al. (2013). A **Figura 3-4** mostra o elemento combustível a ser simulado.



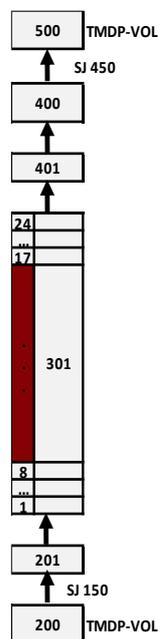
**Figura 3-4:** Modelo de um elemento combustível proposto para ser simulado

Fonte: adaptado de (SCK-CEN, 2011)

A vazão de refrigerante do elemento combustível foi representada através de 1 canal termo-hidráulico representado por um elemento do tipo “pipe”. Este canal foi dividido axialmente em 24 volumes. Na estrutura de calor correspondente a este canal, do volume axial 1 ao 8, não há geração de calor, de 9 ao 16 compreende a simulação do combustível, ou a parte ativa da estrutura com comprimento de 0,600 m. Dessa forma, o componente HS 301, representa 127 varetas colapsadas em uma única em forma cilíndrica e também dividida em 24 volumes axiais. Na HS (301) foram consideradas as duas condições de distribuição de potência em entradas separadas, (**Figura 2-18**) discutidas anteriormente.

Utilizaram-se dois elementos do tipo *Time Dependent Volume* (componente inferior TMDPVOL 200 e superior TMDPVOL 500). Estes componentes foram conectados a elementos do tipo *branch* (componente inferior 201 e superior 401) por estruturas do tipo *single junction*

(inferior 150, superior 450). Na **Figura 3-5** está ilustrada a nodalização correspondente no RELAP5.



**Figura 3-5:** Nodalização para o modelo de 1 arranjo combustível

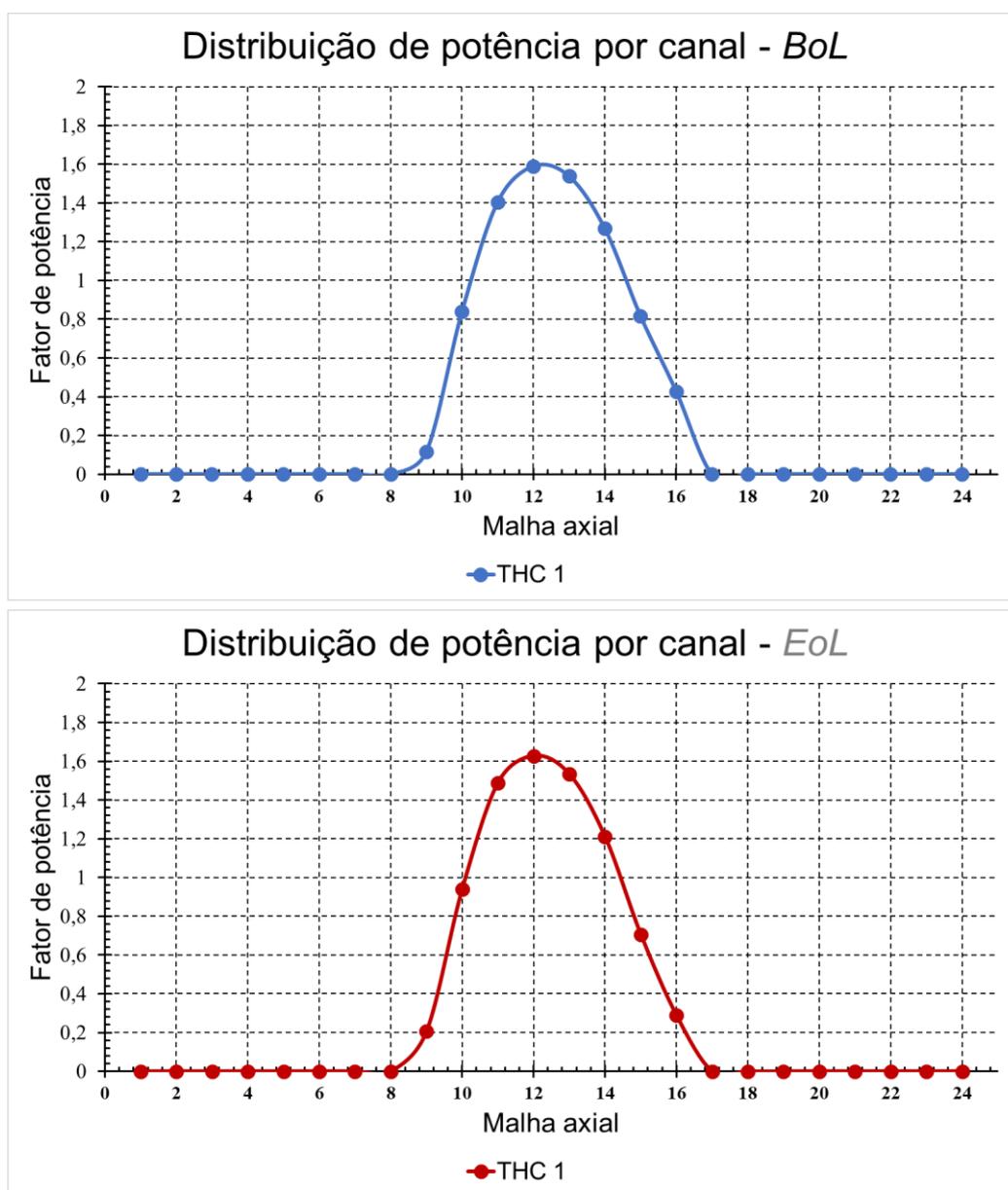
Na **Tabela 3-3** estão representados os principais parâmetros utilizados na simulação para o arranjo unitário. No cálculo da área radial de vazão do canal refrigerante foram somadas todas as áreas de todos os elementos descontando obviamente as áreas radiais das partes físicas e estruturais tais como as varetas e as barras de controle.

**Tabela 3-3: Principais parâmetros utilizados simulação com arranjo unitário**

# Canal 1	
Elementos	1 FA
Área de vazão (m <sup>2</sup> )	0,004410384
Número de varetas	127
Vazão refrigerante (kg/s)	75,15
<b>Característica gerais</b>	
Comprimento THC (m)	2,0
Comprimento ativo (m)	~ 0,6
Temperatura de entrada (°C)	270,0
Pressão de entrada (MPa)	1,80
Pressão de saída (MPa)	1,552
Potência total (MW <sub>th</sub> )	2,12
Fonte: elaborado pelo autor	

A distribuição de potência, considerando tanto os fatores radiais (**Figura 2-16**), quanto os fatores axiais (**Figura 2-18**), em *BoL* e *EoL*, foram calculados para todos modelos da seguinte forma: 1) primeiramente foram tomados 8 pontos equidistantes do gráfico de distribuição de potência axial (**Figura 2-18**) para as curvas de *BoL* e *EoL*; 2) os valores de cada um desses oito pontos foram somados ( $\sum_i^j(i;j)$ ); 3) para cada um dos oito pontos foi feita uma razão  $\frac{(i;j)}{\sum_i^j(i;j)}$ ; 4) o mesmo foi feito para a distribuição de potência radial; 5) finalmente, os fatores de distribuição axial e radial foram multiplicados e utilizados na entrada do código RELAP5-3D.

Na **Figura 3-6** estão representados esses fatores, em *EoL* e *BoL*.

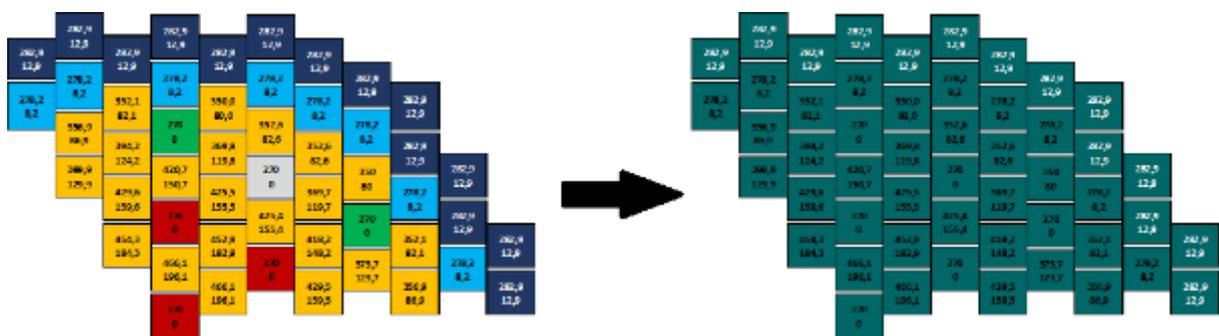


**Figura 3-6:** Fatores de distribuição de potência para arranjo unitário. *Begning of Life* (acima) e *End of Life* (abaixo)

### 3.5.1. Modelagem do núcleo inteiro - 1 canal termo-hidráulico

O principal objetivo ao desenvolver um modelo com 1 THC - *Thermal Hydraulic Channel* (canal termo-hidráulico) simulando o núcleo todo, foi verificar se o mesmo é capaz de reproduzir o comportamento geral do núcleo simplificado. O modelo será verificado de acordo com dados da referência (SAROTTO et al., 2013; BRUYN et al., 2012; MORRESI, 2014; KOLOSZAR et al., 2015; SCK-CEN, 2011).

A **Figura 3-7** mostra a representação do trabalho de Sarotto et al. (2013) adaptado em 1 THC.



**Figura 3-7:** Modelo de 1 THC suposto usando o trabalho de Sarotto et al. (2013)

Fonte: adaptado de Sarotto et al. (2013)

A vazão de refrigerante dos 151 arranjos do núcleo foi representada aqui através de 1 canal termo-hidráulico com a correspondente estrutura de calor. O componente HS 301, representa todas as varetas do núcleo como uma vareta colapsada numa única estrutura de forma cilíndrica e também dividida em 24 volumes axiais. Na HS (301) foram consideradas as duas condições de distribuição de potência em entradas separadas, (**Figura 2-18**) discutidas anteriormente. Na **Figura 3-8** é demonstrada a colapso do núcleo inteiro em 1 THC representado aqui por um elemento *pipe* (componente 301) e uma única estrutura de calor HS (301). Na **Figura 3-9** está ilustrada a nodalização correspondente no RELAP5. Na **Tabela 3-4** estão representados os principais parâmetros utilizados na simulação para 1 THC.

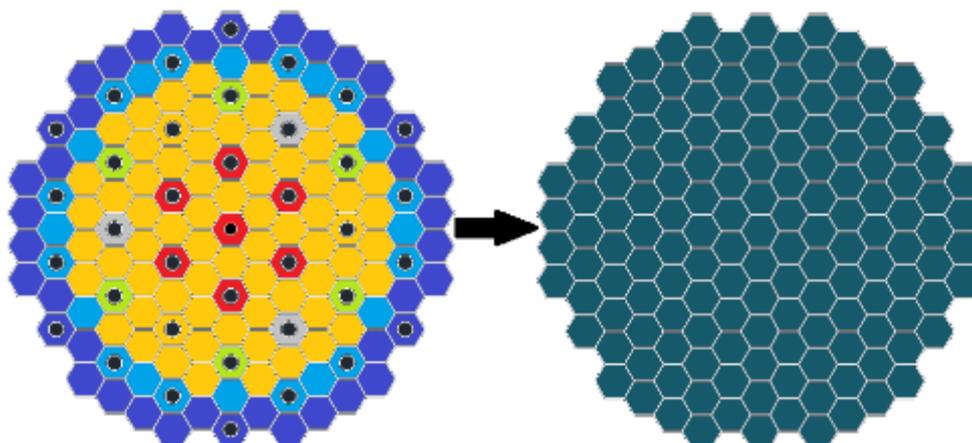


Figura 3-8. Colapso do núcleo do MYRRHA para o modelo de 1 THC

Tabela 3-4: Principais parâmetros utilizados para a simulação com 1 THC

# Canal 1	
Elementos	69 FA; 7 IPS; 6 CR; 3 SR; 24 LBE; 42 Refletores
Área de vazão (m <sup>2</sup> )	0,5539741613
Número de varetas	8.763,00
Vazão refrigerante (kg/s)	9.440,00
<b>Características gerais</b>	
Comprimento THC (m)	2,00
Comprimento ativo (m)	~ 0,60
Temperatura de entrada (°C)	270
Pressão de entrada (MPa)	1,80
Pressão de saída (MPa)	1,55

Fonte: elaborado pelo autor

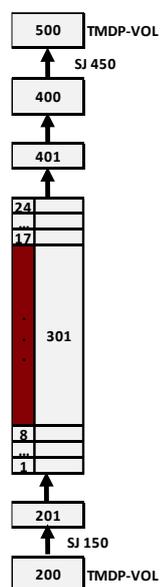
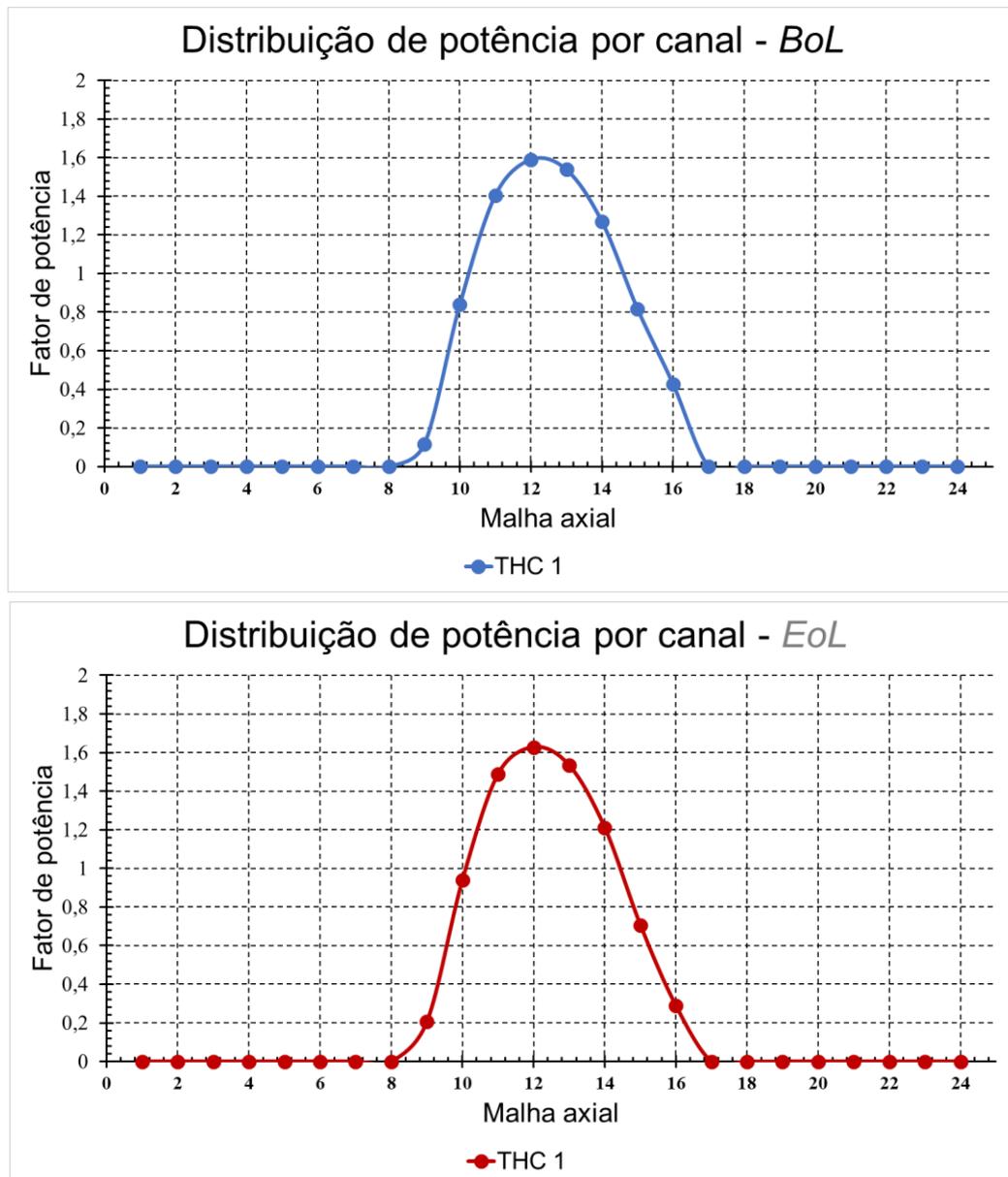


Figura 3-9: Nodalização para o modelo do núcleo de 1 THC

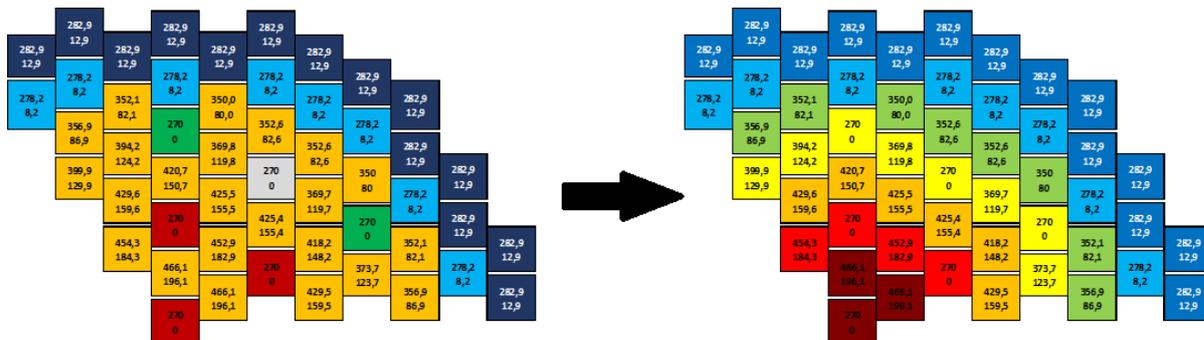
O modelo da distribuição de potência utilizado neste trabalho, considerando tanto os fatores radiais (**Figura 2-16**), quanto os fatores axiais (**Figura 2-18**), em *BoL* e *EoL*, estão representados pelo gráfico de distribuição de potência por canal da **Figura 3-10**.



**Figura 3-10:** Fatores de distribuição de potência para 1 THC. *Beginning of Life* (acima) e *End of Life* (abaixo)

### 3.5.2. Modelo do núcleo com 7 canais termo-hidráulicos (regimes estacionário e transiente)

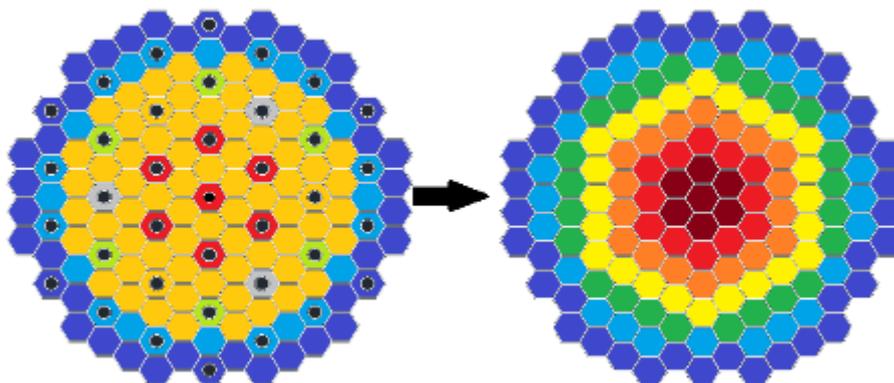
Na **Figura 3-11** está mostrado o modelo de Sarotto et al. (2013) adaptado para 7 canais termo-hidráulicos.



**Figura 3-11:** Modelo de 7 THCs adaptado para o trabalho de Sarotto et al. (2013)

Fonte: adaptado de Sarotto et al. (2013)

A vazão de refrigerante dos 151 arranjos do núcleo foi representada aqui através de 7 THCs, seguindo a mesma metodologia dos modelos anteriores. Na **Figura 3-12** é apresentado o núcleo inteiro dividido em 7 canais representados aqui por 7 elementos do tipo *pipe* (componentes 301 ao 307).



**Figura 3-12:** Representação do núcleo do MYRRHA para o modelo de 7 THCs

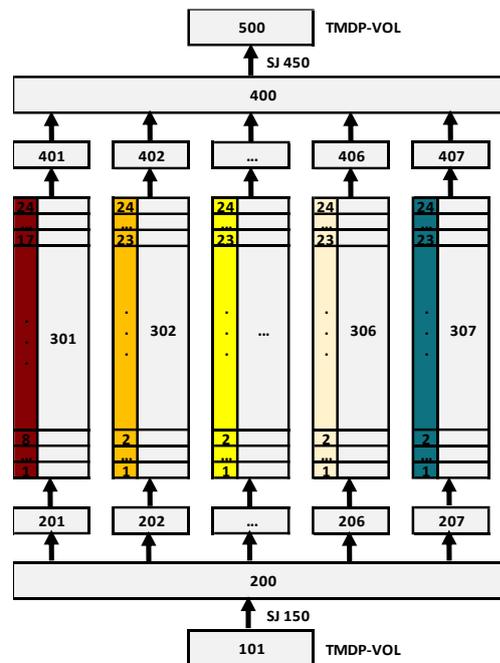
Na **Tabela 3-5** são apresentados os principais parâmetros utilizados na simulação para 7 THCs. A **Figura 3-13** mostra detalhes da nodalização para o modelo de 7 THCs.

**Tabela 3-5: Principais parâmetros utilizados simulação com 7 THCs**

<b># Canal 1</b>	
Elementos	6 FA; 1 IPS;
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0277475660
Número de varetas	762
Vazão refrigerante (kg/s)	472,80
<b># Canal 2</b>	
Elementos	6 FA; 6 IPS
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0341738760
Número de varetas	762
Vazão refrigerante (kg/s)	582,30
<b># Canal 3</b>	
Elementos	18 FA
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0793869120
Número de varetas	2.286
Vazão refrigerante (kg/s)	1.352,70
<b># Canal 4</b>	
Elementos	15 FA; 6 CR; 3SR
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0777231180
Número de varetas	1.905
Vazão refrigerante (kg/s)	1.324,35
<b># Canal 5</b>	
Elementos	24 FA
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,1058492160
Número de varetas	3.048
Vazão refrigerante (kg/s)	1.803,60
<b># Canal 6</b>	
Elementos	24 LBE
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,1058492160
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	1.803,60
<b># Canal 7</b>	
Elementos	42 Refletores
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,1232442540
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	2.100,00
<b>Característica gerais</b>	
Comprimento THC (m)	2,0
Comprimento ativo (m)	0,6
Temperatura de entrada (°C)	270
Pressão de entrada (MPa)	1,80
Pressão de saída (MPa)	1,55
Estado do Combustível	<i>BoL ou EoL</i>

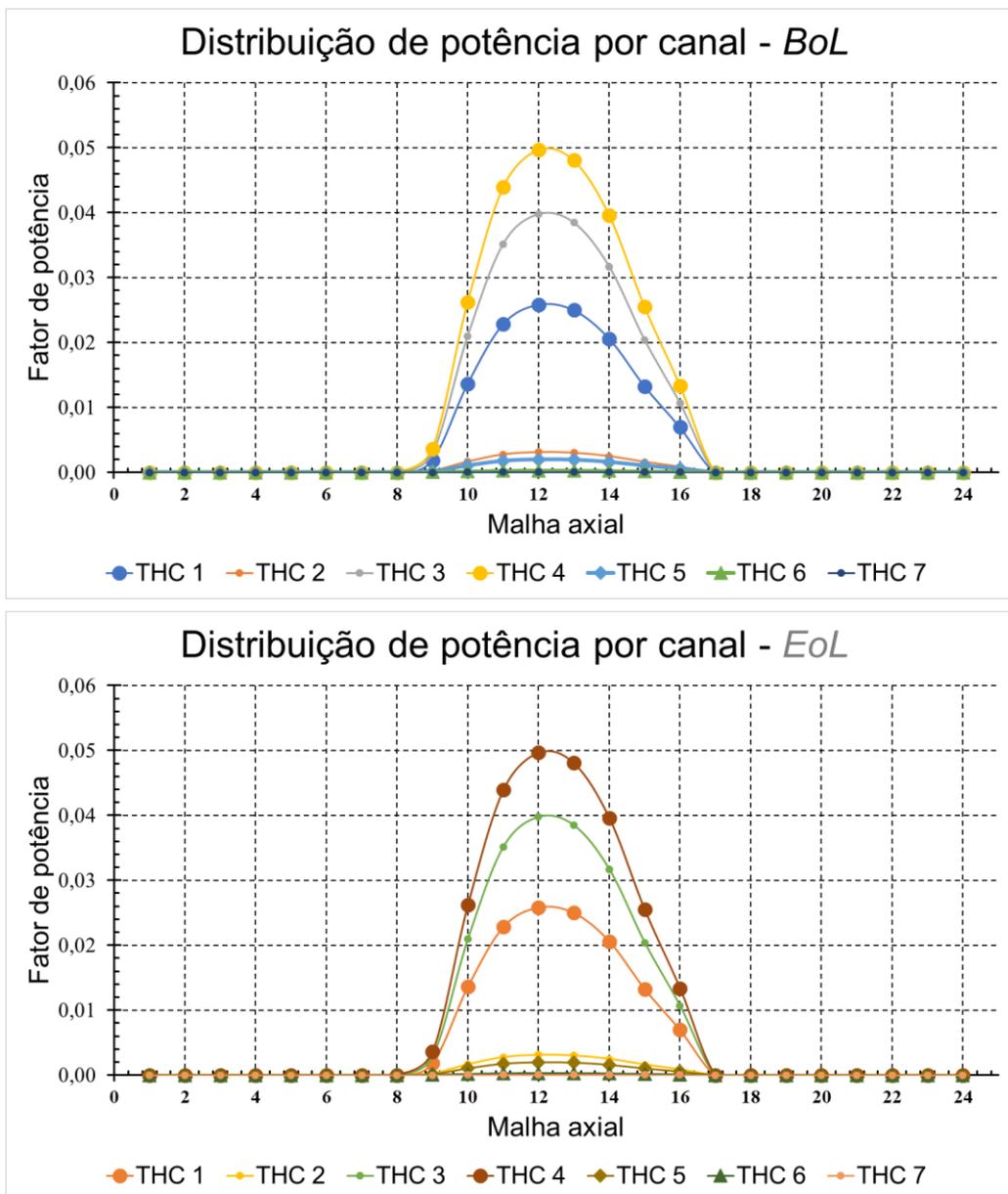
Refrigerante utilizado	LBE ou Na
Potência total ( $MW_{th}$ )	100
Orientação	vertical

Fonte: elaborado pelo autor



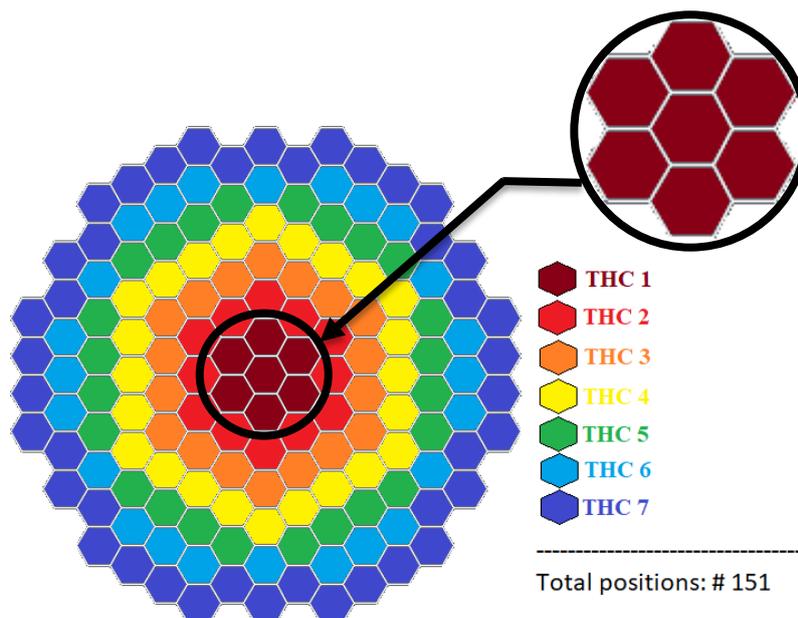
**Figura 3-13** Nodalização para o modelo do núcleo de 7 THC's

O modelo da distribuição de potência utilizado neste trabalho, considerando tanto os fatores radiais (**Figura 2-16**) quanto os fatores axiais (**Figura 2-18**), em *BoL* e *EoL*, estão representados pelo gráfico de distribuição de potência por canal da **Figura 3-14**.



**Figura 3-14:** Fatores de distribuição de potência para 7 THCs. *Begning of Life* (acima) e *End of Life* (abaixo)

Para o modelo de 7 THCs, além da análise do regime estacionário, realizou-se a análise do transitório com a perda gradativa de refrigerante no sistema. Para essa análise, foi utilizado o THC 1(7) (**Figura 3-15**), por este canal apresentar as maiores temperaturas no sistema.

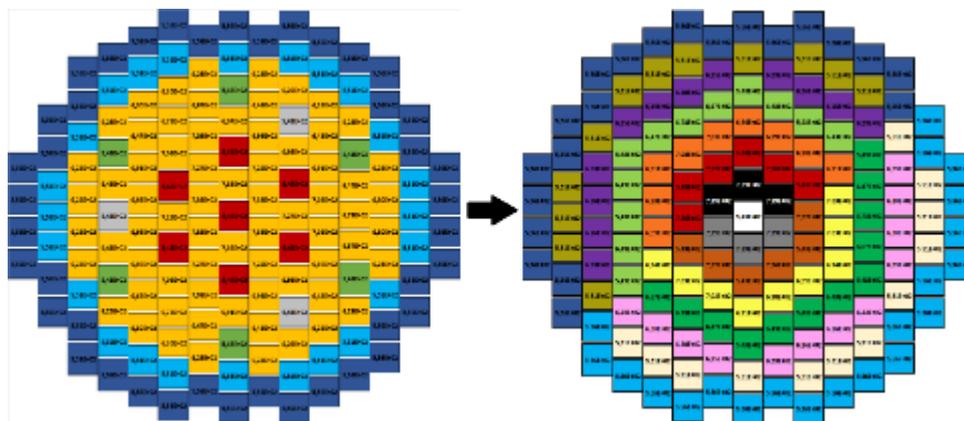


**Figura 3-15:** Análise transitória da perda localizada de refrigerante do THC 1(7)

A análise das perturbações no regime estacionário foram realizadas com perdas localizadas de refrigerante, primeiramente em 10%, 20%, 30% e assim sucessivamente até que o sistema entrasse em colapso, ou seja, a temperatura no centro do combustível alcançasse o ponto de fusão, determinado pela **Equação 3.9** em  $T_{fusão (MOX)} \approx 2.850 K$  ou, o ponto de fusão de outros elementos estruturais, como o revestimento, ou também o intervalo de operação do refrigerante LBE. A perda de refrigerante foi realizada na própria entrada do RELAP5-3D para o canal THC 1(7), com a nodalização igual para a entrada de 7 THCs, conforme mostrado na **Figura 3-13**.

### 3.5.3. Modelo do núcleo com 15 canais termo-hidráulicos

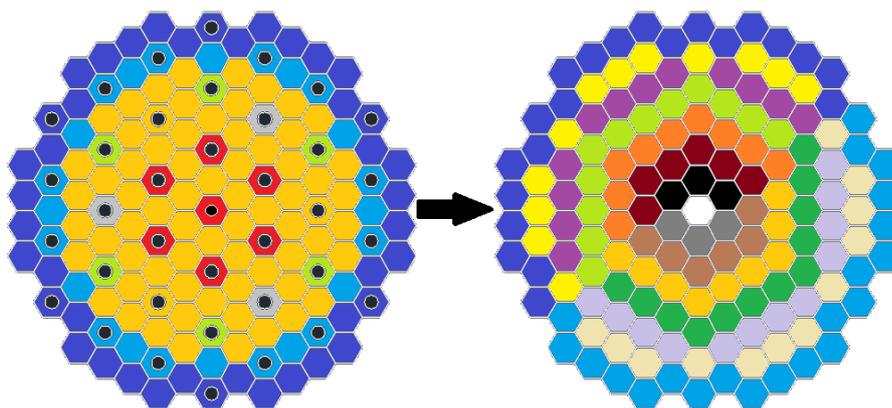
Na **Figura 3-16** está mostrado o modelo de Sarotto et al. (2013) adaptado para 15 canais termo-hidráulicos.



**Figura 3-16:** Modelo de 15 THCs adaptado do trabalho de Sarotto et al. (2013)

Fonte: adaptado de Sarotto et al. (2013)

A vazão de refrigerante dos 151 arranjos do núcleo foi representada aqui através de 15 THCs, seguindo a mesma metodologia dos modelos anteriores. Na **Figura 3-17** é apresentado o núcleo inteiro dividido em 15 canais representado aqui por 15 elementos do tipo *pipe* (componentes 301 ao 315).



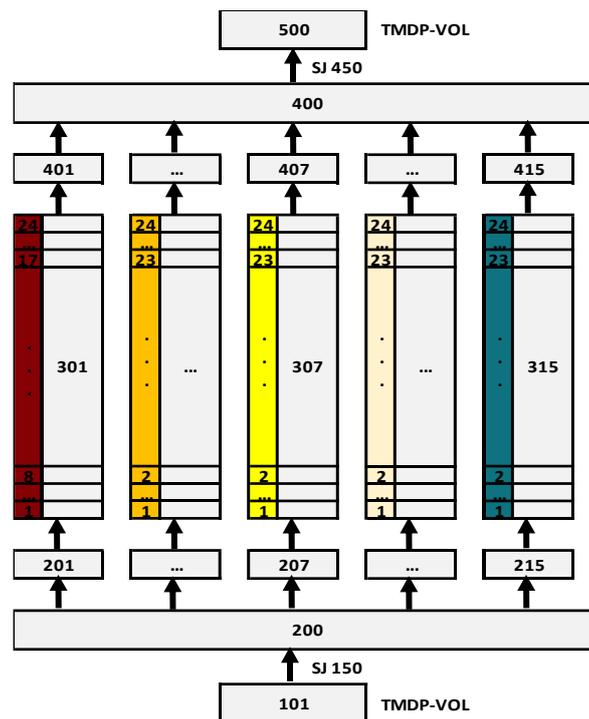
**Figura 3-17:** Representação do núcleo do MYRRHA para o modelo de 15 THCs

Na **Tabela 3-6** são apresentados os principais parâmetros utilizados na simulação para 15 THCs. A **Figura 3-18** mostra detalhes da nodalização para o modelo de 15 THCs.

**Tabela 3-6: Principais parâmetros utilizados na simulação com 15 THC's**

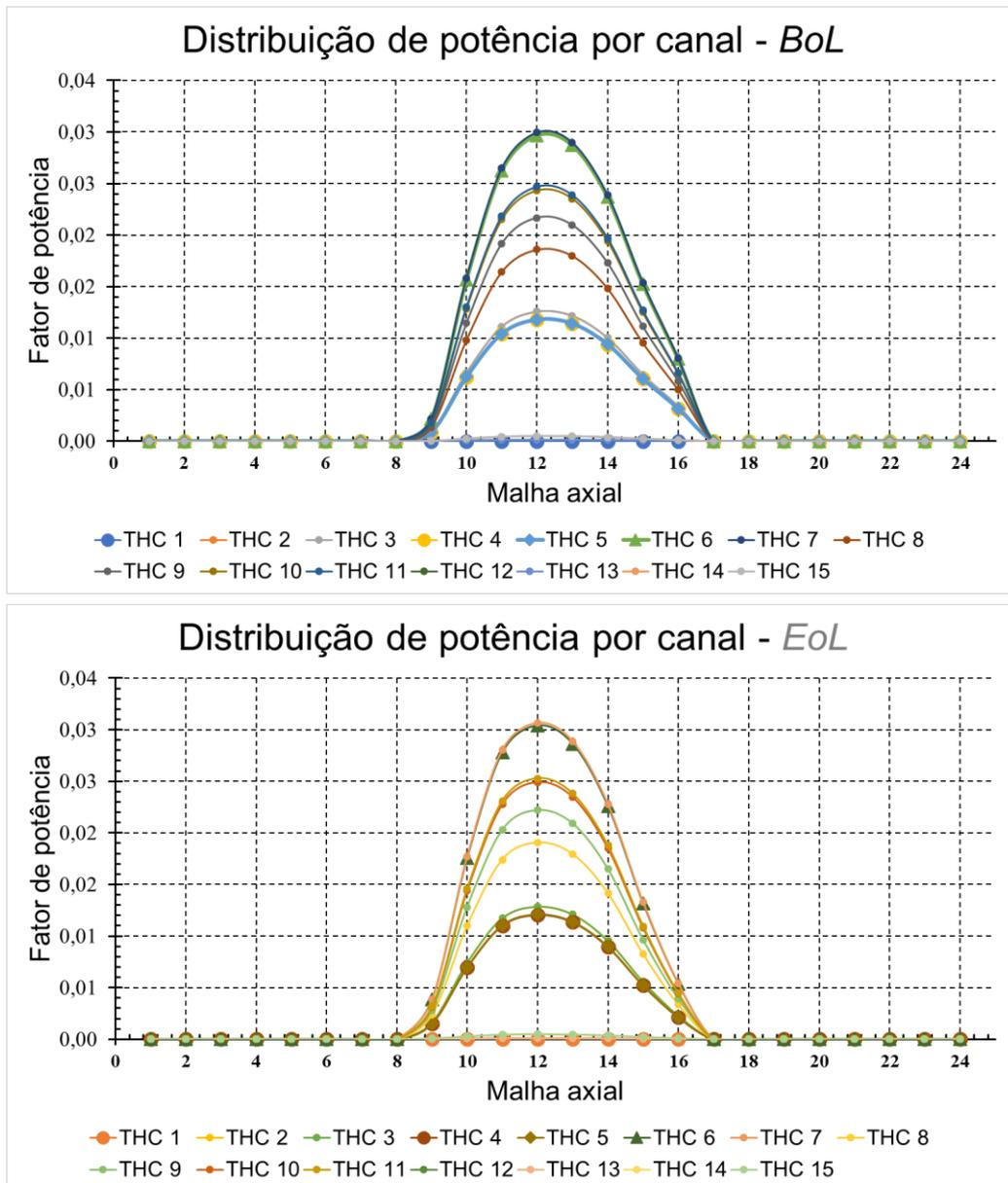
<b># Canal 1</b>	
Elementos	1 IPS
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0012852620
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	21,90
<b># Canal 2</b>	
Elementos	3 FA
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0132311520
Número de varetas	381
Vazão refrigerante (kg/s)	225,45
<b># Canal 3</b>	
Elementos	3 FA
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0132311520
Número de varetas	381
Vazão refrigerante (kg/s)	225,45
<b># Canal 4</b>	
Elementos	3 FA; 3 IPS
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0170869380
Número de varetas	381
Vazão refrigerante (kg/s)	291,15
<b># Canal 5</b>	
Elementos	3 FA; 3 IPS
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0170869380
Número de varetas	381
Vazão refrigerante (kg/s)	291,15
<b># Canal 6</b>	
Elementos	9 FA
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0396934560
Número de varetas	1143
Vazão refrigerante (kg/s)	676,35
<b># Canal 7</b>	
Elementos	9 FA
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0396934560
Número de varetas	1143
Vazão refrigerante (kg/s)	676,35
<b># Canal 8</b>	
Elementos	7 FA; 3 CR; 2 SR
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0372989980
Número de varetas	889
Vazão refrigerante (kg/s)	635,55

<b># Canal 9</b>	
Elementos	8 FA; 3 CR; 1 SR
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0404241200
Número de vareta	1.016
Vazão refrigerante (kg/s)	688,80
<b># Canal 10</b>	
Elementos	12 FA
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0529246080
Número de vareta	1524
Vazão refrigerante (kg/s)	901,80
<b># Canal 12</b>	
Elementos	12 LBE
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0529246080
Número de vareta	0
Vazão refrigerante (kg/s)	901,80
<b># Canal 13</b>	
Elementos	12 LBE
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0529246080
Número de vareta	0
Vazão refrigerante (kg/s)	901,80
<b># Canal 14</b>	
Elementos	21 Refletores
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0616221270
Número de vareta	0
Vazão refrigerante (kg/s)	1.050,00
<b># Canal 15</b>	
Elementos	21 Refletores
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0616221270
Número de vareta	0
Vazão refrigerante (kg/s)	1.050,00
<b>Característica gerais</b>	
Comprimento THC (m)	2,0
Comprimento ativo (m)	0,6
Temperatura de entrada (°C)	270
Pressão de entrada (MPa)	1,80
Pressão de saída (MPa)	1,55
Estado do Combustível	<i>BoL ou EoL</i>
Refrigerante utilizado	LBE
Potência total (MW <sub>th</sub> )	100
Orientação	vertical
Fonte: elaborado pelo autor	



**Figura 3-18** Nodalização para o modelo de 15 THC's

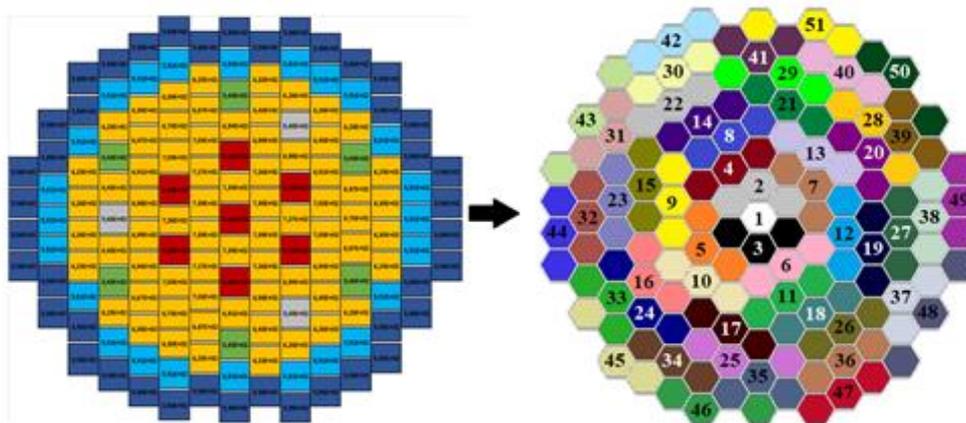
O modelo da distribuição de potência utilizado neste trabalho, considerando tanto os fatores radiais (**Figura 2-16**) quanto os fatores axiais (**Figura 2-18**), em *BoL* e *EoL*, estão representados pelo gráfico de distribuição de potência por canal da **Figura 3-19**.



**Figura 3-19:** Fatores de distribuição de potência para 15 THCs. *Begning of Life* (acima) e *End of Life* (abaixo)

### 3.5.4. Modelo com 51 canais termo-hidráulicos

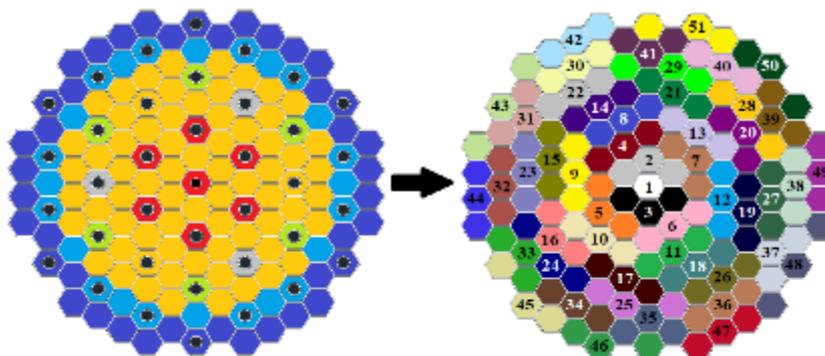
Na **Figura 3-20** está mostrado o modelo de Sarotto et al. (2013) adaptado para 51 canais termo-hidráulicos.



**Figura 3-20:** Modelo de 51 THCs adaptado de Sarotto et al. (2013)

Fonte: adaptado de Sarotto et al. (2013)

A vazão de refrigerante dos 151 arranjos do núcleo foi representada aqui através de 51 THCs, seguindo a mesma metodologia dos modelos anteriores. Na **Figura 3-21** é apresentado o núcleo inteiro dividido em 51 THCs representado aqui por 51 elementos do tipo *pipe* (componentes 301 ao 351).



**Figura 3-21:** Representação do núcleo do MYRRHA para o modelo de 51 THCs

Na **Tabela 3-7** são apresentados os principais parâmetros utilizados na simulação para 51 THCs. A **Figura 3-22** mostra detalhes da nodalização para o modelo de 51 THCs.

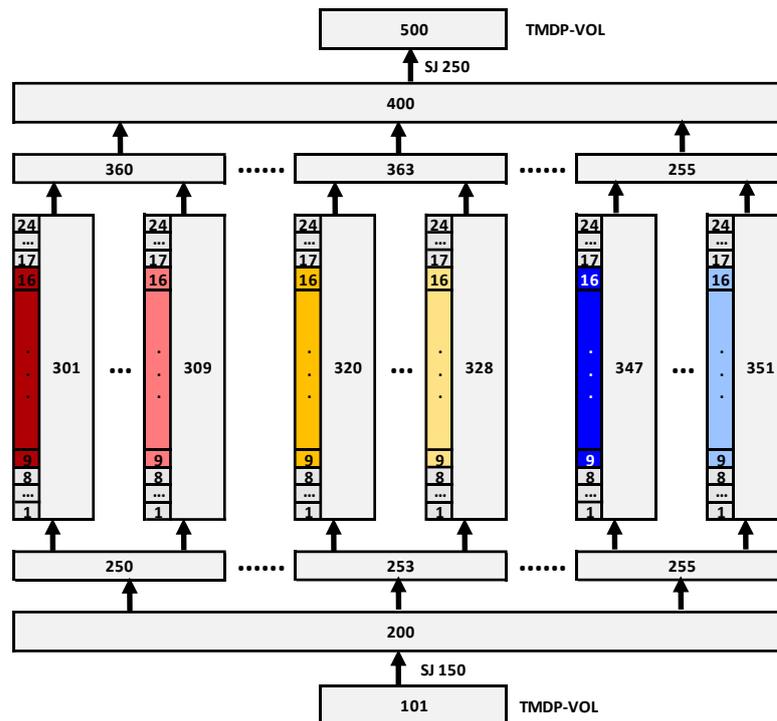
**Tabela 3-7: Principais parâmetros utilizados na simulação com 51 THC's**

<b># Canal 1</b>	
Elementos	1 IPS
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0012852620
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	21,90
<b># Canal 2</b>	
Elementos	3 FA
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0132311520
Número de varetas	381
Vazão refrigerante (kg/s)	225,45
<b># Canal 3</b>	
Elementos	3 FA
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0132311520
Número de varetas	381
Vazão refrigerante (kg/s)	225,45
<b># Canal 4</b>	
Elementos	1 FA; 2 IPS
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0069809080
Número de varetas	127
Vazão refrigerante (kg/s)	118,95
<b># Canal 5</b>	
Elementos	2 FA; 1 IPS
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0101060300
Número de varetas	254
Vazão refrigerante (kg/s)	172,20
<b># Canal 6</b>	
Elementos	1 FA; 2 IPS
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0069809080
Número de varetas	127
Vazão refrigerante (kg/s)	118,95
<b># Canal 7</b>	
Elementos	2 FA; 1 IPS
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0101060300
Número de varetas	254
Vazão refrigerante (kg/s)	172,20
<b># Canal 8 ao # Canal 14</b>	
Elementos	3 FA
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0132311520
Número de varetas	381
Vazão refrigerante (kg/s)	225,45

<b># Canal 15</b>	
Elementos	1 FA; 1 CR; 1 SR
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0069809080
Número de varetas	127
Vazão refrigerante (kg/s)	118,95
<b># Canal 16</b>	
Elementos	2 FA; 1 CR
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0101060300
Número de varetas	254
Vazão refrigerante (kg/s)	172,20
<b># Canal 17</b>	
Elementos	2 FA; 1 CR
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0101060300
Número de varetas	254
Vazão refrigerante (kg/s)	172,20
<b># Canal 18</b>	
Elementos	2 FA; 1 SR
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0101060300
Número de varetas	254
Vazão refrigerante (kg/s)	172,20
<b># Canal 19</b>	
Elementos	2 FA; 1 CR
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0101060300
Número de varetas	254
Vazão refrigerante (kg/s)	172,20
<b># Canal 20</b>	
Elementos	2 FA; 1 CR
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0101060300
Número de varetas	254
Vazão refrigerante (kg/s)	172,20
<b># Canal 21</b>	
Elementos	1 FA; 1 CR; 1 SR
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0069809080
Número de varetas	127
Vazão refrigerante (kg/s)	118,95
<b># Canal 22 ao # Canal 29</b>	
Elementos	3 FA
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0132311520
Número de varetas	381
Vazão refrigerante (kg/s)	225,45

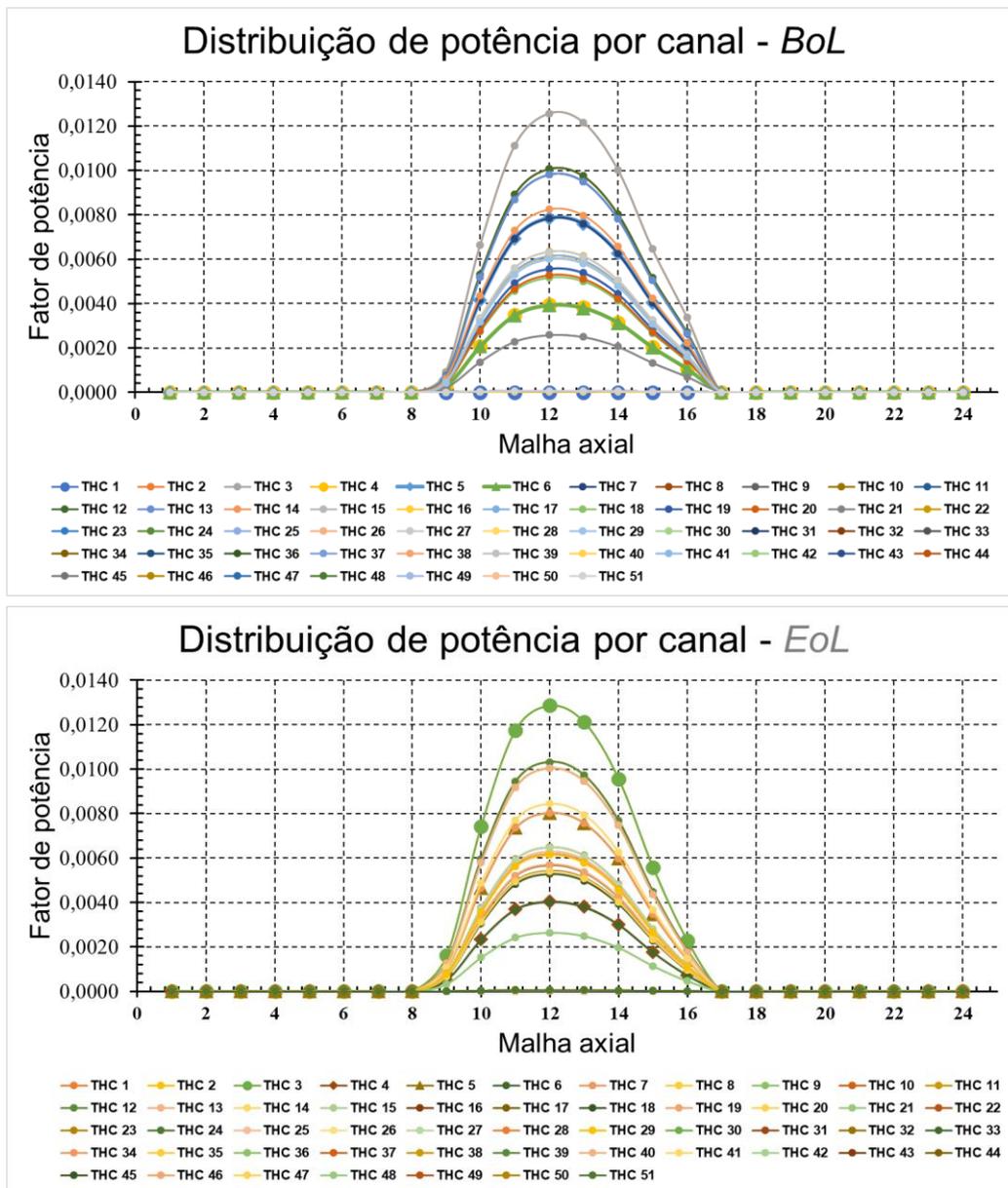
<b># Canal 30</b>	
Elementos	3 LBE
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0132311520
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	225,45
<b># Canal 31</b>	
Elementos	1 LBE; 2 Refletores
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0102791580
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	175,15
<b># Canal 32</b>	
Elementos	3 LBE
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0132311520
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	225,45
<b># Canal 33</b>	
Elementos	1 LBE; 2 Refletores
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0102791580
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	175,15
<b># Canal 34</b>	
Elementos	3 LBE
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0132311520
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	225,45
<b># Canal 35</b>	
Elementos	1 LBE; 2 Refletores
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0102791580
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	175,15
<b># Canal 36</b>	
Elementos	3 LBE
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0132311520
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	225,45
<b># Canal 37</b>	
Elementos	1 LBE; 2 Refletores
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0102791580
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	175,15

<b># Canal 38</b>	
Elementos	3 LBE
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0132311520
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	225,45
<b># Canal 39</b>	
Elementos	1 LBE; 2 Refletores
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0102791580
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	175,15
<b># Canal 40</b>	
Elementos	3 LBE
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0132311520
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	225,45
<b># Canal 41</b>	
Elementos	1 LBE; 2 Refletores
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0102791580
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	175,15
<b># Canal 42 ao # Canal 51</b>	
Elementos	3 Refletores
Área refrigerante (m <sup>2</sup> )	0,0088031610
Número de varetas	0
Vazão refrigerante (kg/s)	150,00
<b>Característica gerais</b>	
Comprimento THC (m)	2,0
Comprimento ativo (m)	0,6
Temperatura de entrada (°C)	270
Pressão de entrada (MPa)	1,80
Pressão de saída (MPa)	1,55
Estado do Combustível	<i>BoL ou EoL</i>
Refrigerante utilizado	LBE
Potência total (MW <sub>th</sub> )	100
Orientação	vertical
Fonte: elaborado pelo autor	



**Figura 3-22** Nodalização para o modelo de 51 THC's

O modelo da distribuição de potência utilizado neste trabalho, considerando tanto os fatores radiais (**Figura 2-16**), quanto os fatores axiais (**Figura 2-18**), em *BoL* e *EoL*, estão representados pelo gráfico de distribuição de potência por canal da **Figura 3-23**.



**Figura 3-23:** Fatores de distribuição de potência para 51 THCs. *Begning of Life* (acima) e *End of Life* (abaixo)

---

---

## Capítulo 4: Resultados e Discussões

---

---

### 4.1. Considerações gerais

A partir da metodologia proposta e seguindo o diagrama lógico (**Figura 3-1**) foram obtidos os principais resultados que serão debatidos aqui. Destaca-se que valores encontrados através das simulações computacionais devem estar condizentes com as condições de operação (neste trabalho operação em estado estacionário) do sistema modelado. No caso dos sistemas ADS e, especificamente, do reator MYRRHA, não existem dados em operação visto que o mesmo ainda está em fase de projeto. Desta forma, as simulações, desde o modelo de um canal termo-hidráulico até o modelo de 51 canais, seguiram duas condições básicas de parâmetros para verificação ( $T_{saída} \approx 633K$  e  $T_{\max(\text{combustível})} \approx 1.850 K$ ) (BRUYN et al., 2012; MORRESI, 2014)

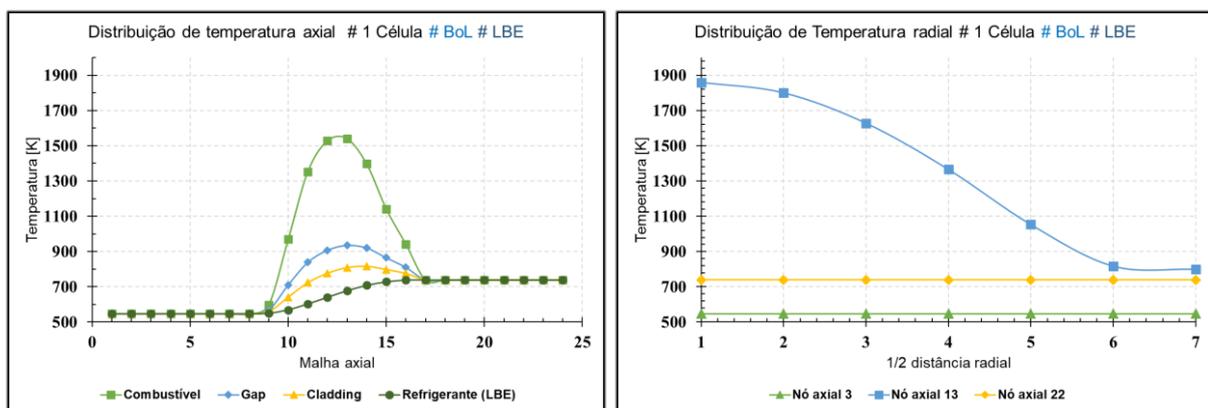
### 4.2. Resultados do modelo para um elemento combustível

Sarotto et al. (2013) verificou através de simulações utilizando o código termo-hidráulico TRACE que o refrigerante LBE atinge **739 K** na saída do arranjo de maior temperatura do núcleo do MYRRHA na condição do combustível em *BoL* (**Figura 2-18**).

Os resultados deste modelo foram divididos em duas partes, sendo que na primeira parte é apresentada a simulação utilizando LBE como refrigerante e o combustível em estado *BoL*. Nesta parte, os resultados são comparados com dados de referência bibliográfica e, para facilitar a dinâmica de leitura e não gerar confusão, esses dados foram separados das simulações onde são comparados entre si. Na segunda parte, compararam-se os resultados de uma maneira geral, com combustível em *BoL* e *EoL*, utilizando ambos os refrigerantes propostos, LBE e Na.

### 4.2.1. Análise dos resultados da simulação para um elemento combustível utilizando LBE em *BoL*

Na **Figura 4-1** é mostrado o esquema de distribuição de temperatura, tanto axial (dos volumes 1 ao 24 no combustível e refrigerante – figura da esquerda) quanto radial (*meshes* 1 ao 7 no combustível – figura à direita), que representa o arranjo de maior potência do núcleo do reator. Utilizou-se como refrigerante o LBE. A distribuição de potência adotada foi aquela discutida na (seção 2.4.6), onde o combustível foi simulado na condição de início de vida útil (*BoL*) (**Figura 2-18**).



**Figura 4-1:** Distribuição de temperatura para o arranjo unitário (LBE e *BoL*). Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial no combustível (direita)

O ponto de maior temperatura encontrado foi no nó axial 13 ( $T_{13} \approx 1.850K$ ), valor correspondente a  $\sim 1,0$  m, ou exatamente a metade do comprimento do elemento combustível. Radialmente, este ponto corresponde ao *mesh 1*, exatamente no centro do combustível. Estes valores e o ponto de localização dos mesmos eram esperados, já que devido à dinâmica de fluxo neutrônico dentro do reator, as fissões concentram-se no centro do elemento combustível. A **Figura 4-2** mostra um termográfico, em duas e três dimensões, onde é possível visualizar com maiores detalhes a distribuição de temperatura.

Na simulação realizada por Sarotto et al. (2013), o arranjo de maior temperatura foi de  $T_{saída} \approx 739K$ . Neste trabalho, a temperatura encontrada foi  $T_{saída} \approx 739K$ , valor coincidente com os dados bibliográficos, mostrando boa correlação entre os dois modelos.

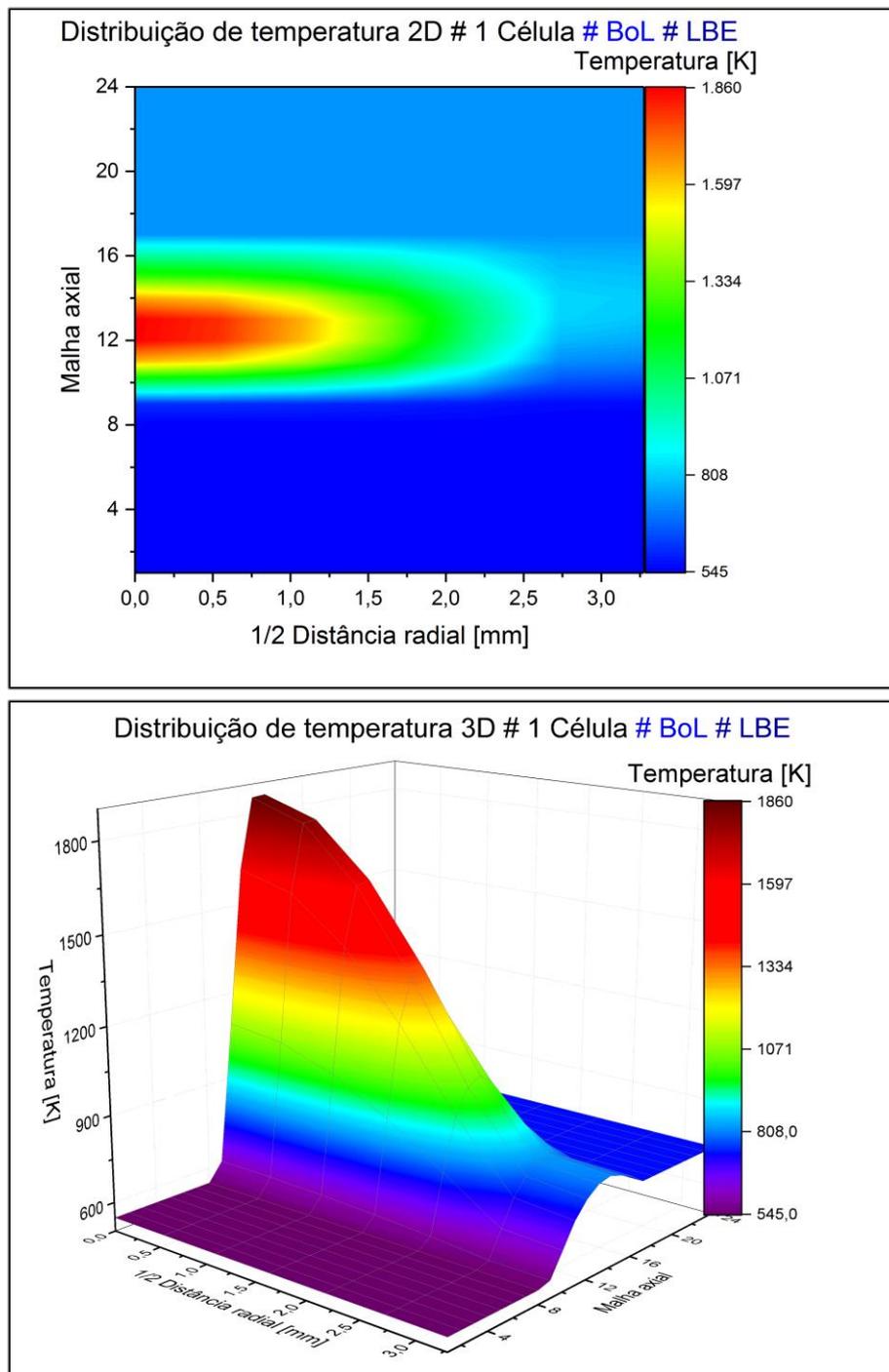
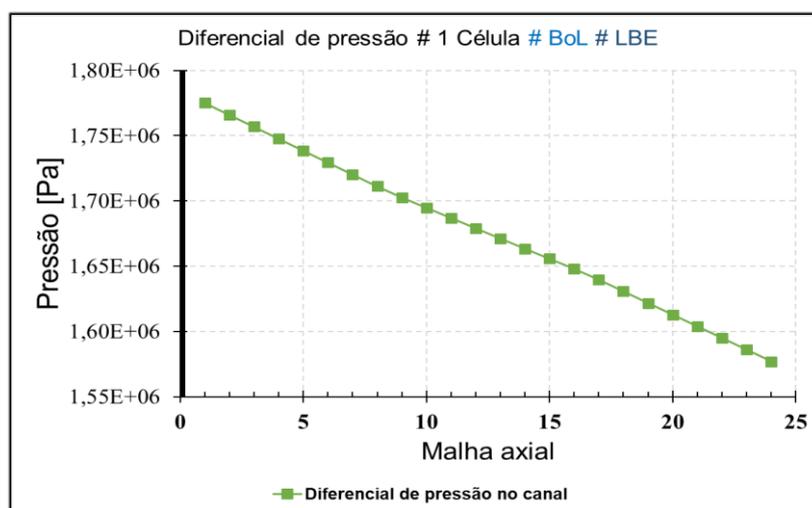


Figura 4-2: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o arranjo unitário (LBE e BoL).

No caso da simulação do elemento combustível, a queda de pressão entre os componentes *lower time depend volume* (componente 101) e o *upper time depend volume* (componente 500), que é um dado de entrada no RELAP5-3D, foi de  $\sim 0,250 \text{ MPa}$ , valor previsto em projeto para o MYRRHA. Já a queda de pressão entre a entrada do canal termo-hidráulico (volume 1 do componente 301) e a saída, calculada pelo código RELAP5-3D, do mesmo (volume 24 do componente 301) ficou em  $\sim 0,20 \text{ MPa}$ . Simplificações adotadas neste trabalho, como a não utilização de fatores de perda de carga que interferem na dinâmica de escoamento do fluido dentro do reator e, têm efeito direto sobre a queda de pressão, podem estar associados a esta diferença. A **Figura 4-3** mostra o comportamento da pressão do fluido refrigerante (LBE) ao longo do canal termo-hidráulico



**Figura 4-3:** Queda de pressão ao longo do canal termo-hidráulico (301) representando o elemento combustível (LBE e *BoL*).

Os dados de vazão foram retirados de Koloszar et al. (2016), onde é informada a vazão mássica para o elemento combustível ( $\dot{m} = 75,15 \text{ kg/s}$ ), valor utilizado neste trabalho como dado de entrada. De toda forma, o valor calculado pelo código RELAP5-3D para a vazão mássica ficou bastante próximo ( $\dot{m} = 74,11 \text{ kg/s}$ ). Mais detalhes das principais variáveis termo-hidráulicas encontradas nesta simulação estão presentes na **Tabela 4-1**.

**Tabela 4-1: Principais resultados calculados para o modelo do elemento combustível (LBE e BoL)**

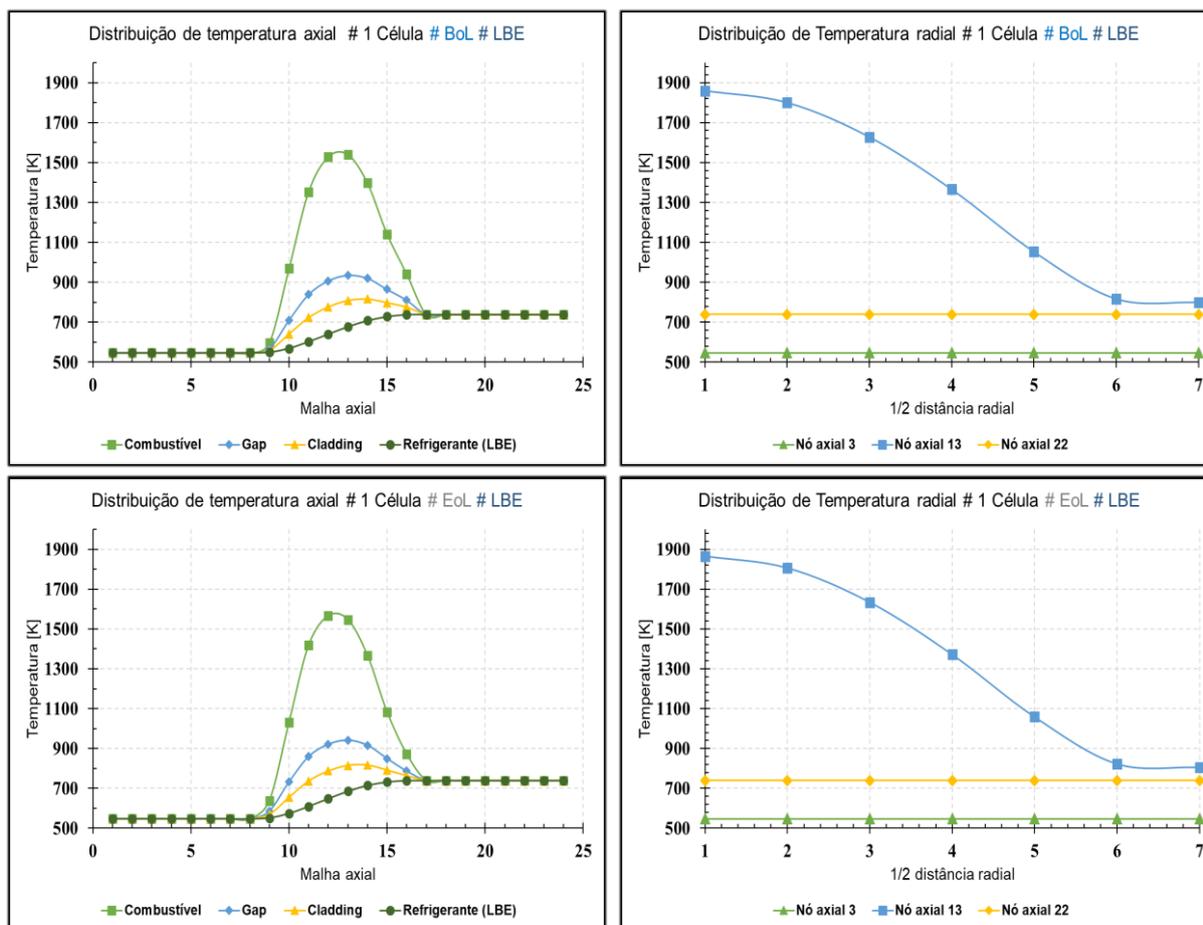
Parâmetros	Condição (LBE e BoL)	Modelo adaptado
Temperatura entrada [K]	546	543
Temperatura de saída do refrigerante [K]	739	739
Temp. máxima do revestimento [K]	815 (Axial 14, Mesh 7)	***
Temperatura máxima Gap [K]	935 (Axial 13, Mesh 6)	***
Temperatura máxima combustível [K]	1.858 (Axial 13, Mesh 1)	***
Temperatura média combustível [K]	1.540 (Axial 13)	***
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7752	***
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5769	***
Vazão no canal [kg/s]	74,11	71,40

Fonte: elaborado pelo autor

#### 4.2.2. Análise dos resultados da simulação para elemento combustível utilizando LBE nas condições de BoL e EoL

Na **Figura 4-4** é mostrado o esquema de distribuição de temperatura, tanto axial (dos volumes 1 ao 24) quanto radial (*meshes* 1 ao 7), no canal termo-hidráulico que representa o arranjo de maior potência do núcleo do reator. Os resultados das simulações são comparados entre si. Utilizou-se como refrigerante o LBE.

Para a condição do combustível no início de vida útil (*BoL*) o ponto de maior temperatura encontrado foi no nó axial 13 ( $T_{13} \approx 1.850K$ ). Já para a condição do combustível no fim de vida útil (*EoL*), o ponto de maior temperatura foi no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.905K$ ). A temperatura média no combustível, no ponto axial de maior temperatura ficou em ( $T_{13} \approx 1.540K$ ) para *BoL* e ( $T_{12} \approx 1.565K$ ) para *EoL*.



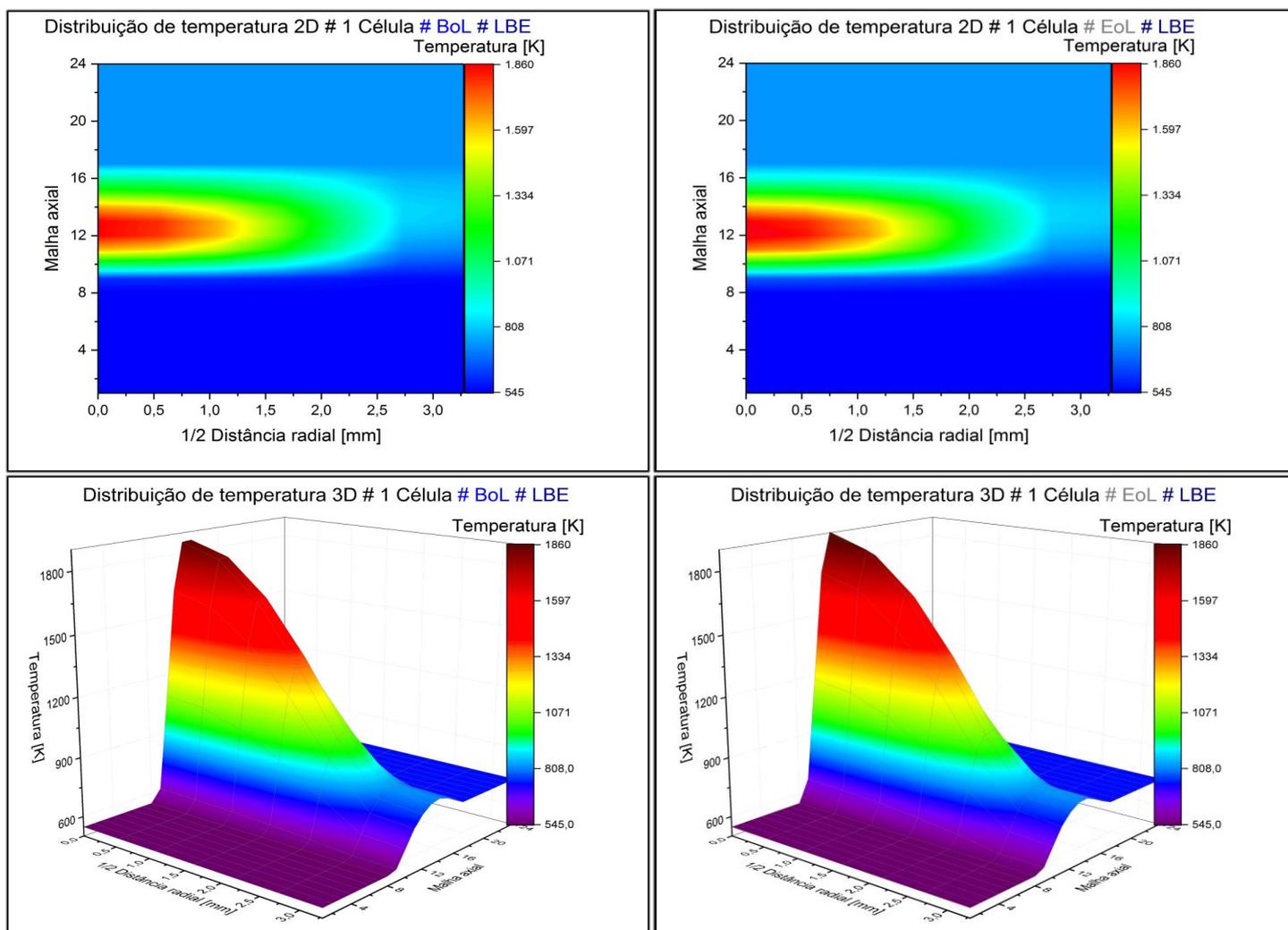
**Figura 4-4:** Distribuição de temperatura para o arranjo unitário (LBE) nas condições de *BoL* e *EoL*. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita)

Fonte: Própria

A vazão mássica ficou praticamente inalterada na condição de *EoL*. Na condição de início de vida do combustível o valor encontrado foi de ( $\dot{m}_{BoL} = 74,11 \text{ kg/s}$ ) já para a condição de fim de vida, o valor encontrado foi de ( $\dot{m}_{EoL} = 74,15 \text{ kg/s}$ ), uma diferença de  $0,04 \text{ kg/s}$ , em porcentagem  $\sim 0,05\%$ .

Outras variáveis, como a temperatura de saída do refrigerante e a queda de pressão não tiveram nenhuma alteração nas condições de *BoL* e *EoL* ( $T_{saída} \approx 739K$  e  $\sim 0,250 \text{ MPa}$ ). Na **Figura 4-3** foi mostrado o comportamento da pressão do fluido refrigerante (LBE) ao longo do canal termo-hidráulico para a condição em *BoL*, idêntica à condição em *EoL*.

Na **Figura 4-5** é mostrado um termográfico, em duas e três dimensões, onde é possível visualizar com maiores detalhes a distribuição de temperatura do arranjo para a condição de *EoL*. Na **Tabela 4-2** são mostrados os principais resultados das simulações em *BoL* e *EoL*.



**Figura 4-5:** Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o arranjo unitário nas condições de *BoL* e *EoL*

**Tabela 4-2:** Principais resultados para o modelo do arranjo unitário (*LBE*, *BoL* e *EoL*)

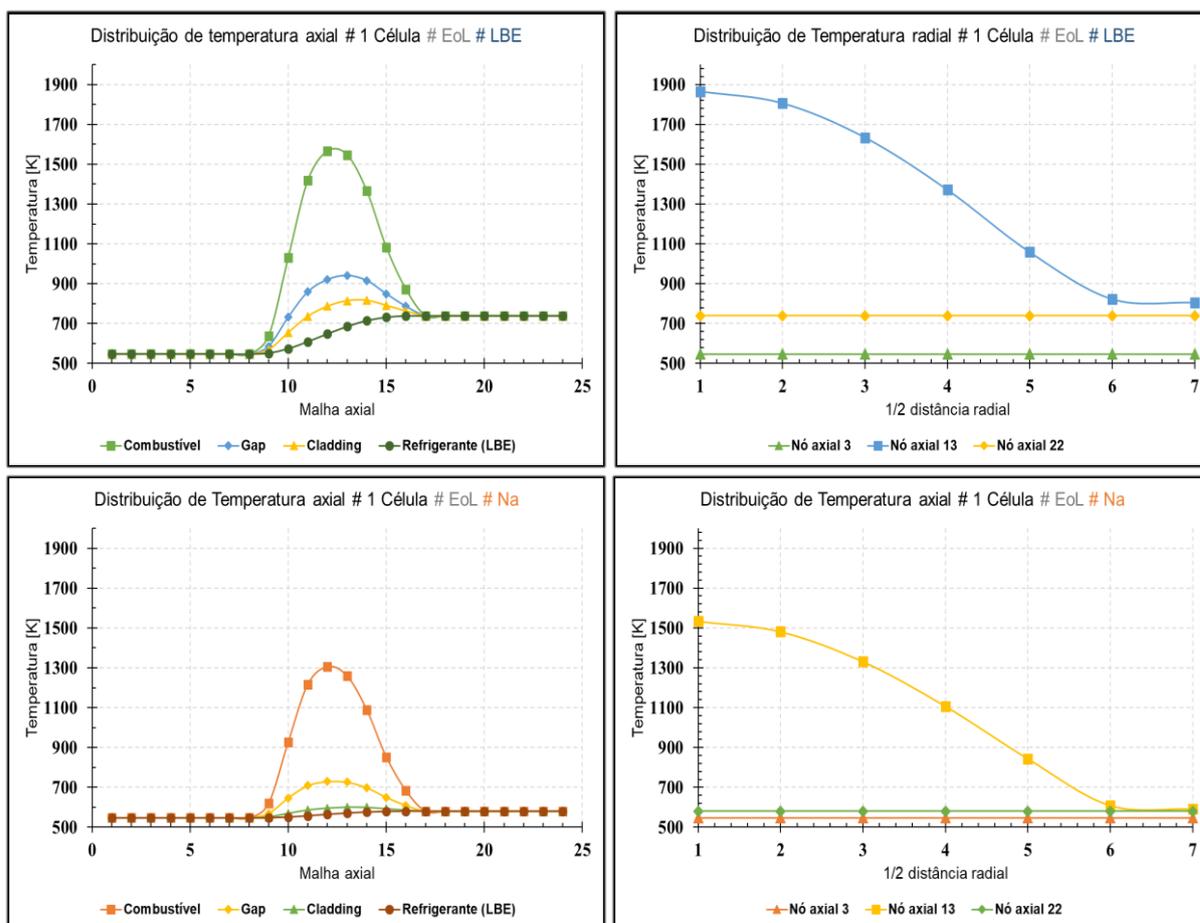
Parâmetros	Condição ( <i>LBE</i> e <i>BoL</i> )	Condição ( <i>LBE</i> e <i>EoL</i> )
Temperatura entrada [K]	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	739	739
Temp. máxima do revestimento [K]	815 (Axial 14, <i>Mesh</i> 7)	816 (Axial 14, <i>Mesh</i> 7)
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	935 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)	941 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.858 (Axial 13, <i>Mesh</i> 1)	1.905 (Axial 13, <i>Mesh</i> 1)
Temperatura média combustível [K]	1.540 (Axial 13)	1.565 (Axial 13)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7752	1,7752
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5769	1,5769
Vazão no canal [kg/s]	74,11	74,15

Fonte: elaborado pelo autor

### 4.2.3. Análise dos resultados da simulação para o elemento combustível utilizando LBE ou Na nas condições de *EoL*

Após realizados os testes do modelo para o elemento combustível utilizando o LBE como refrigerante na condição de *EoL* e comparados com dados bibliográficos (seção 4.2.1), verificou-se que o modelo proposto possui consistência nos principais parâmetros termo-hidráulicos analisados: temperatura, vazão e pressão. Com isto, pode-se trocar o fluido refrigerante para verificar o comportamento do sódio. Escolheu-se a condição de fim de vida do combustível (*EoL*) por esta ter apresentado resultados mais críticos para o sistema com maiores temperaturas no combustível, *gap* e revestimento (*Cladding*) (seção 4.2.2). Nenhuma outra condição do modelo foi variada para que o critério de comparação fosse exclusivamente o refrigerante.

Na **Figura 4-6** é mostrado o esquema de distribuição de temperatura, tanto axial (dos volumes 1 ao 24), quanto radial (*meshes* 1 ao 7), no canal termo-hidráulico.



**Figura 4-6:** Distribuição de temperatura para o arranjo unitário (*EoL*) para os refrigerantes LBE a Na. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita)

Para a condição do combustível no fim de vida útil (*EoL*) o ponto de maior temperatura encontrado foi no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.905K$ ) utilizando o LBE como refrigerante. Para o Na esse valor foi encontrado no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.604K$ ), valor  $\sim 16\%$  menor. A temperatura de saída do refrigerante para o LBE foi de  $T_{saída} \approx 739K$  enquanto que para o sódio este valor ficou em  $T_{saída} \approx 580K$  valor  $\sim 22\%$  menor.

Conforme discutido na **seção 2.3**, este comportamento da temperatura encontrado para o sódio era esperado. O sódio possui um coeficiente de condutividade térmica maior do que o LBE (**Na, 68,8 W/m.K; LBE, 14,2 W/m.K**). Isto por si só, indica que o sódio tem maior capacidade de remoção de calor do núcleo. Fora isso, outra propriedade termo-física importante é o calor específico ( $C_p$ ). Esta é uma grandeza física intensiva que define a variação térmica que uma determinada substância sofre ao receber determinada quantidade de calor. Sua unidade no S.I é J/kgK. O sódio possui  $C_{p(sódio)} \approx 1.269 \text{ kJ/kgK}$  e o LBE apresenta  $C_{p(LBE)} \approx 146 \text{ kJ/kgK}$ , unidades medidas ambas para estado líquido a **723K**. A expressão a seguir mostra o efeito da variação de temperatura para equação de transferência de calor (**Equação 4.1**):

$$Q/c_p m = \Delta T \quad 4.1$$

Considerando a potência do reator de **100 MW<sub>th</sub>**, em um intervalo de tempo de **1s**, a energia gerada é de **100 MJ** ( $P = E/t$ ). Calculando a variação de temperatura para o **1 kg** de sódio e para **1 kg** de LBE, substituindo na **Equação 4.1** (**Equação 4.2 e 4.3**):

$$\frac{100 \times 10^6 [J]}{\frac{1269 \times 10^3 [J]}{[kg.K]} \times 1 [kg]} = \Delta T; \quad \Delta T_{Na} = 78,80 K \quad 4.2$$

$$\frac{100 \times 10^6 [J]}{\frac{146 \times 10^3 [J]}{[kg.K]} \times 1 [kg]} = \Delta T; \quad \Delta T_{LBE} = 684,93 K \quad 4.3$$

Logo, como a calor específico do Sódio é **1.269 J/(kg.K)** e do LBE é **146 J/(kg.K)**,  $\sim 8x$  menor, para cada **1.269 J** de energia gerador no núcleo, **1 kg** de chumbo aumenta  $\sim 8 K$  enquanto **1 kg** de sódio aumenta **1K**. Estas diferenças de propriedades termo-físicas podem ser visualizadas mais facilmente através dos termográficos da **Figura 4-7** em duas e três dimensões.

Em relação à vazão mássica do sistema, esta variável mudou bastante em relação ao LBE. A vazão mássica na condição de *EoL* para o LBE foi de ( $m_{LBE} = 74,15 \text{ kg/s}$ ) enquanto que

para o Na este valor foi de ( $m_{Na} = 55,17 \text{ kg/s}$ ), uma diferença de **18,98 kg/s**, em porcentagem **~26%** menor. Contudo, como consequência, a queda de pressão ao longo do canal termo-hidráulico para o LBE é muito mais acentuada, **~0,20 MPa** enquanto que para o Na, este valor é **~0,04 MPa**, em porcentagem **80%** menor, o que justifica a menor vazão encontrada para o sódio já que a vazão é proporcional à diferença de pressão, conforme explicado a seguir.

A Equação de Bernoulli é dada da seguinte forma (**Equação 4.4**):

$$\frac{v^2}{2g} + \frac{p}{\rho} + h = \frac{v_o^2}{2g} + \frac{p_o}{\rho_o} + h_o \quad 4.4$$

Onde:  $v = \text{velocidade final}$ ;  $v_o = \text{velocidade inicial}$ ;

$p = \text{pressão final}$ ;  $p_o = \text{pressão inicial}$ ;

$h = \text{altura final}$ ;  $h_o = \text{altura inicial}$ ;

$g = \text{aceleração da gravidade}$ ;  $\rho = \text{densidade}$ ;  $\rho_o = \text{densidade inicial}$ .

Considerando um escoamento transversal  $h = h_o$  e um escoamento incompressível,  $\rho = \rho_o$ , assim como um estreitamento do escoamento,  $A < A_o$ , e considerando a equação de continuidade, pode-se simplificar a **Equação 4.4** levando à (**Equação 4.5 à Equação 4.10**):

$$v_o = v \frac{\rho}{\rho_o} * \frac{A}{A_o} = v \frac{A}{A_o}; \quad 4.5$$

A velocidade pode ser expressa como:

$$\frac{v^2}{2g} - \frac{v_o^2}{2g} = + \frac{p_o}{\rho_o} - \frac{p}{\rho}; \quad 4.6$$

$$\frac{v^2}{2g} - \left( v \frac{A}{A_o} \right)^2 = 2g \left( \frac{p_o - p}{\rho} \right); \quad 4.7$$

Considerando:  $\beta = \sqrt{\frac{A}{A_o}}$ , logo:

$$v = \sqrt{\frac{2g \left( \frac{\Delta P}{\rho} \right)}{1 - \beta^4}}; \quad 4.8$$

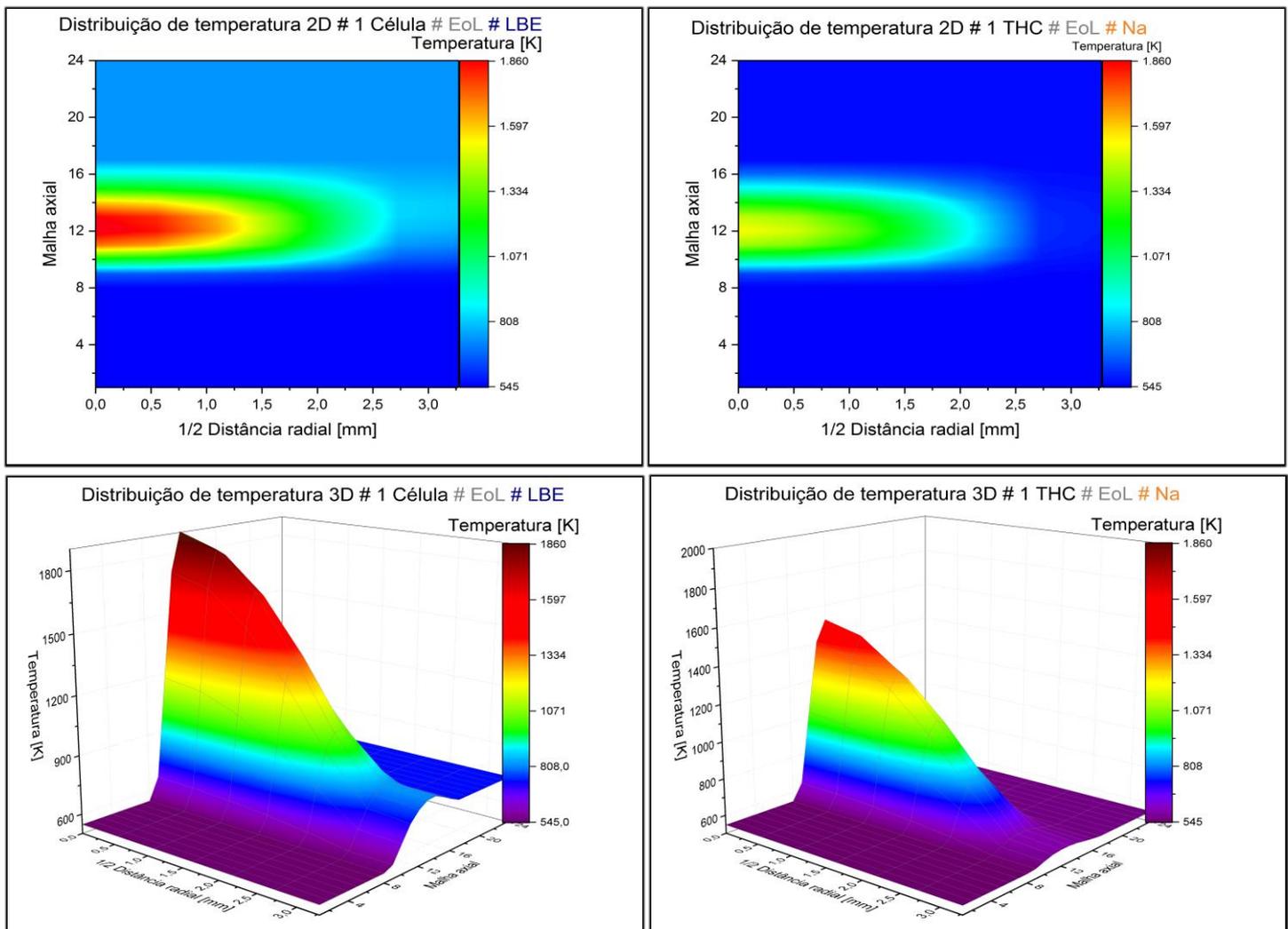
E, portanto, a vazão volumétrica, será:

$$\Phi = vA = v\beta^2 A_o = \frac{\beta^2 A_o}{\sqrt{1-\beta^4}} \sqrt{\frac{2g\Delta P}{\rho}} = E\beta^2 A_o \sqrt{\frac{2g\Delta P}{\rho}}; \quad 4.9$$

Onde:  $E = \frac{1}{1-\beta^4}$ .

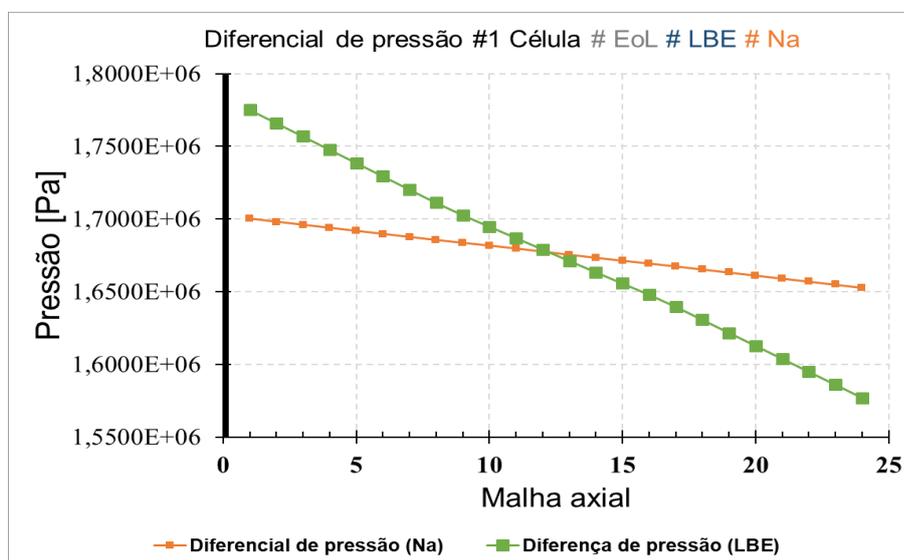
Por fim, a vazão mássica será:

$$\dot{Q} = vA\rho = v = \rho E\beta^2 A_o \sqrt{\frac{2g\Delta P}{\rho}}; \quad 4.10$$



**Figura 4-7:** Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o arranjo unitário (EoL) para os refrigerantes LBE e Na

A **Figura 4-8** mostra a queda de pressão ao longo do canal termo-hidráulico para os dois refrigerantes considerados. Na **Tabela 4-2** é possível verificar os principais resultados de todas as simulações para o arranjo unitário.



**Figura 4-8:** Pressão ao longo do canal termo-hidráulico (301) representando o elemento combustível (LBE, Na).

**Tabela 4-3: Principais resultados do modelo do elemento combustível todas condições**

Parâmetros	Condição (LBE e BoL)	Condição (LBE e EoL)	Condição (Na e EoL)
Temperatura entrada [K]	546	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	739	739	580
Temp. máxima do revestimento [K]	815 (Axial 14, Mesh 7)	816 (Axial 14, Mesh 7)	600 (Axial 13, Mesh 7)
Temperatura máxima Gap [K]	935 (Axial 13, Mesh 6)	941 (Axial 13, Mesh 6)	729 (Axial 12, Mesh 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.858 (Axial 13, Mesh 1)	1.905 (Axial 13, Mesh 1)	1.604 (Axial 12, Mesh 1)
Temperatura média combustível [K]	1.540 (Axial 13)	1.565 (Axial 13)	1.305 (Axial 12)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7752	1,7752	1,7000
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5769	1,5769	1,6529
Vazão no canal [kg/s]	74,11	74,15	55,17

Fonte: elaborado pelo autor

### 4.3. Resultados da simulação do núcleo com 1 canal termo-hidráulico

Após realizadas as simulações do elemento combustível, verificou-se que o modelo foi capaz de simular o comportamento de um elemento do reator adequadamente. Dessa forma, esse foi estendido para simular o restante do núcleo. Então, com esta simulação, buscou-se expandir a análise de um único elemento combustível para modelar o núcleo inteiro. A utilização deste modelo com um único canal visa verificar principalmente o comportamento das variáveis de referência ( $T_{saída} \approx 633 \text{ K}$  e  $T_{\max(\text{combustível})} \approx 1.850 \text{ K}$ ) (BRUYN et al., 2012; MORRESI, 2014).

Seguindo a mesma dinâmica já apresentada para um único elemento combustível, os resultados foram divididos em duas partes, sendo que na primeira são apresentados os resultados da simulação utilizando LBE como refrigerante e o combustível em estado *BoL*. Nesta parte, os resultados são comparados com dados de referência bibliográfica e, para facilitar a dinâmica de leitura e não gerar confusão, esses dados foram separados das simulações onde são comparados entre si. Na segunda parte, compararam-se os resultados de uma maneira geral, com combustível em *BoL* e *EoL*, utilizando ambos os refrigerantes LBE e Na.

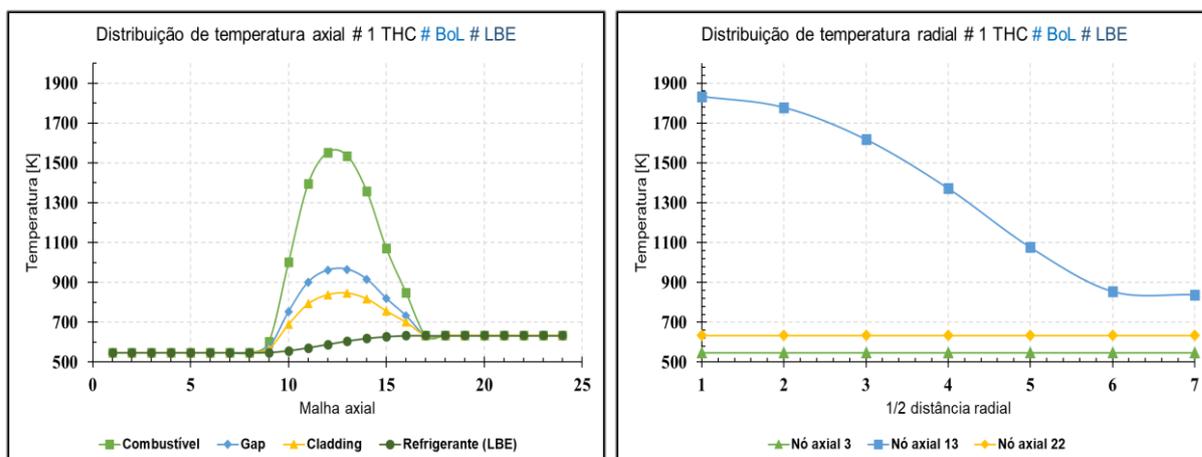
#### 4.3.1. Análise dos resultados da simulação para 1 THC utilizando LBE em *BoL*

Na **Figura 4-9** é mostrado o esquema de distribuição de temperatura, tanto axial (dos volumes 1 ao 24) quanto radial (*meshes* 1 ao 7), no canal termo-hidráulico. Utilizou-se como refrigerante o LBE. A distribuição de potência adotada foi aquela discutida na seção **2.4.6**, onde o combustível foi simulado na condição de início de vida útil (*BoL*) (**Figura 2-18**).

O ponto de maior temperatura do combustível encontrado foi no nó axial 13 ( $T_{13} \approx 1.850 \text{ K}$ ). Desta vez, como simulou-se todo o núcleo e não apenas o elemento combustível de maior potência, a temperatura de saída do refrigerante encontrada é menor ( $T_{saída} \approx 633 \text{ K}$ ). Foi este mesmo valor encontrado nesta simulação com um canal termo-hidráulico.

O modelo utilizado por Sarotto et al. (2013) foi adaptado para servir como uma base de comparação. Na adaptação para um canal termo-hidráulico fez-se uma média da temperatura de todos os 151 canais (**Figura 3-7**) e o resultado encontrado foi  $T_{saída} \approx 606 \text{ K}$ , valor  $\sim 4,3\%$  menor. Então, para um canal termo-hidráulico a adaptação do modelo de Sarotto et al.

(2013) não se mostrou satisfatória. Portanto, simulações com maior número de canais termo-hidráulicos se mostraram necessárias.



**Figura 4-9:** Distribuição de temperatura para 1 THC (LBE e BoL). Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita)

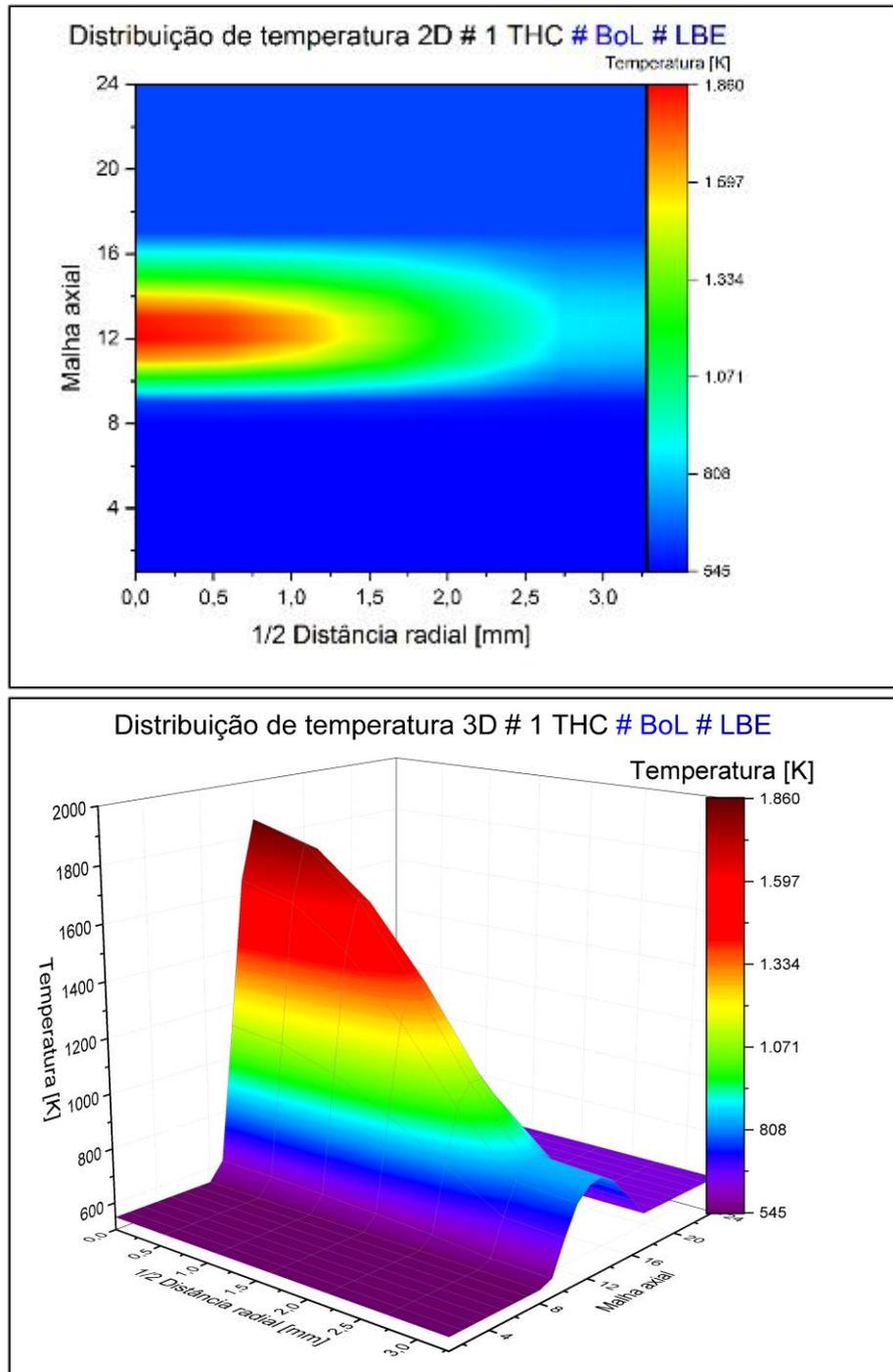
Fonte: Própria

Na **Figura 4-10** é mostrado o termográfico, em duas e três dimensões, onde é possível visualizar com maiores detalhes a distribuição de temperatura do modelo com um canal termo-hidráulico.

A queda de pressão entre a entrada do canal termo-hidráulico (volume 1 do componente 301) e a saída do mesmo (volume 24 do componente 301) ficou em  $\sim 0,20 \text{ MPa}$ . Na **Figura 4-11** é mostrado o comportamento da pressão do fluido refrigerante (LBE) ao longo do canal termo-hidráulico

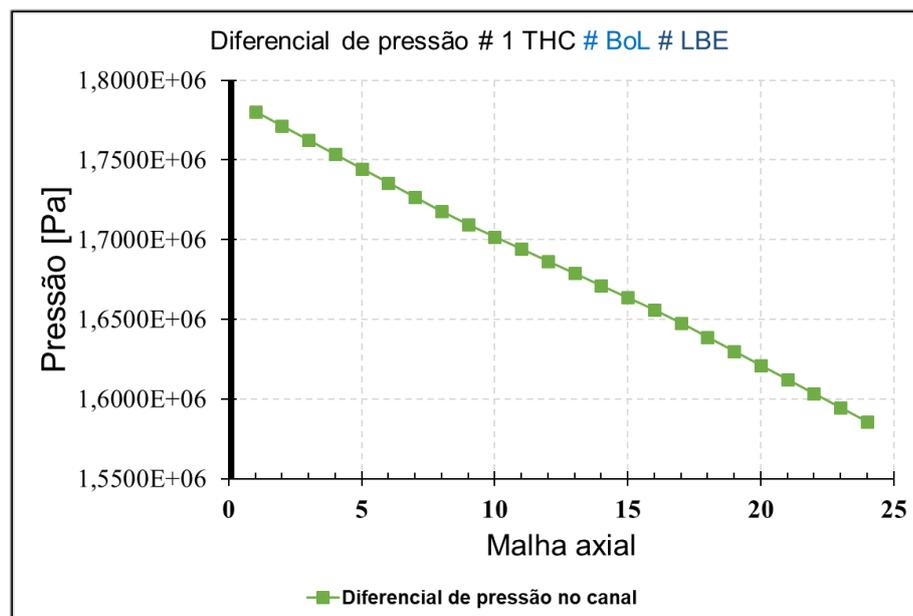
Os dados de vazão do núcleo para simulação foram retirados de Koloszar et al. (2016), ( $\dot{m} = 9.440,00 \text{ kg/s}$ ), valor utilizado neste trabalho como dado de entrada. O valor calculado pelo código RELAP5-3D para a vazão mássica do núcleo foi ( $\dot{m} = \sim 7.690,11 \text{ kg/s}$ ). Morresi (2014) encontrou resultado bastante próximo  $\dot{m} = \sim 7.687,62 \text{ kg/s}$  utilizando também o código RELAP-5-3D para análise do MYRRHA.

Mais detalhes das principais variáveis termo-hidráulicas encontradas nesta simulação estão presentes na **Tabela 4-4**.



**Figura 4-10:** Distribuição de temperatura (2D e 3D) para 1 THC (LBE e BoL).

Fonte: Própria



**Figura 4-11:** Queda de pressão ao longo do canal termo-hidráulico (301) representando 1 THC (LBE e BoL).

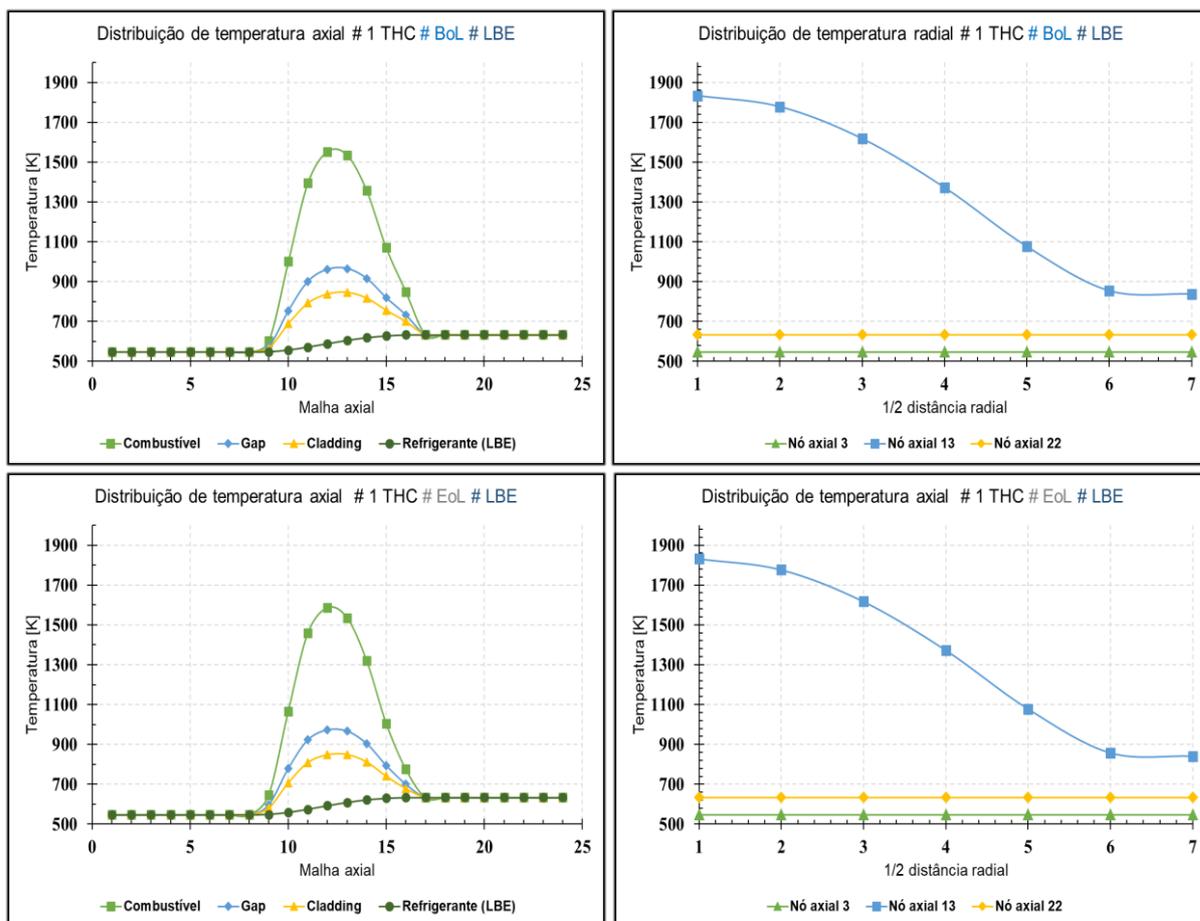
**Tabela 4-4:** Principais resultados para o modelo com 1 THC (LBE e BoL)

Parâmetros	Condição (LBE e BoL)	Modelo adaptado (SAROTTO et al., 2013)
Temperatura entrada [K]	546	543
Temperatura de saída do refrigerante [K]	633	739
Temp. máxima do revestimento [K]	846 (Axial 13, Mesh 7)	***
Temperatura máxima Gap [K]	965 (Axial 13, Mesh 6)	***
Temperatura máxima combustível [K]	1.862 (Axial 12, Mesh 1)	***
Temperatura média combustível [K]	1.552 (Axial 12)	***
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7802	***
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5858	***
Vazão no canal [kg/s]	7.690,11	***

Fonte: elaborado pelo autor

### 4.3.2. Análise dos resultados da simulação para 1 THC utilizando LBE nas condições de *BoL* e *EoL*

Basicamente os resultados encontrados aqui repetem aqueles apresentados na seção 4.2.2. Na **Figura 4-12** é mostrado o esquema de distribuição de temperatura, tanto axial (dos volumes 1 ao 24) quanto radial (*meshes* 1 ao 7). Utilizou-se LBE como refrigerante. A distribuição de potência adotada foi aquela discutida na seção 2.4.6, onde o combustível foi simulado na condição de início de vida útil (*BoL*) assim como fim de vida útil (*EoL*) (**Figura 2-18**).



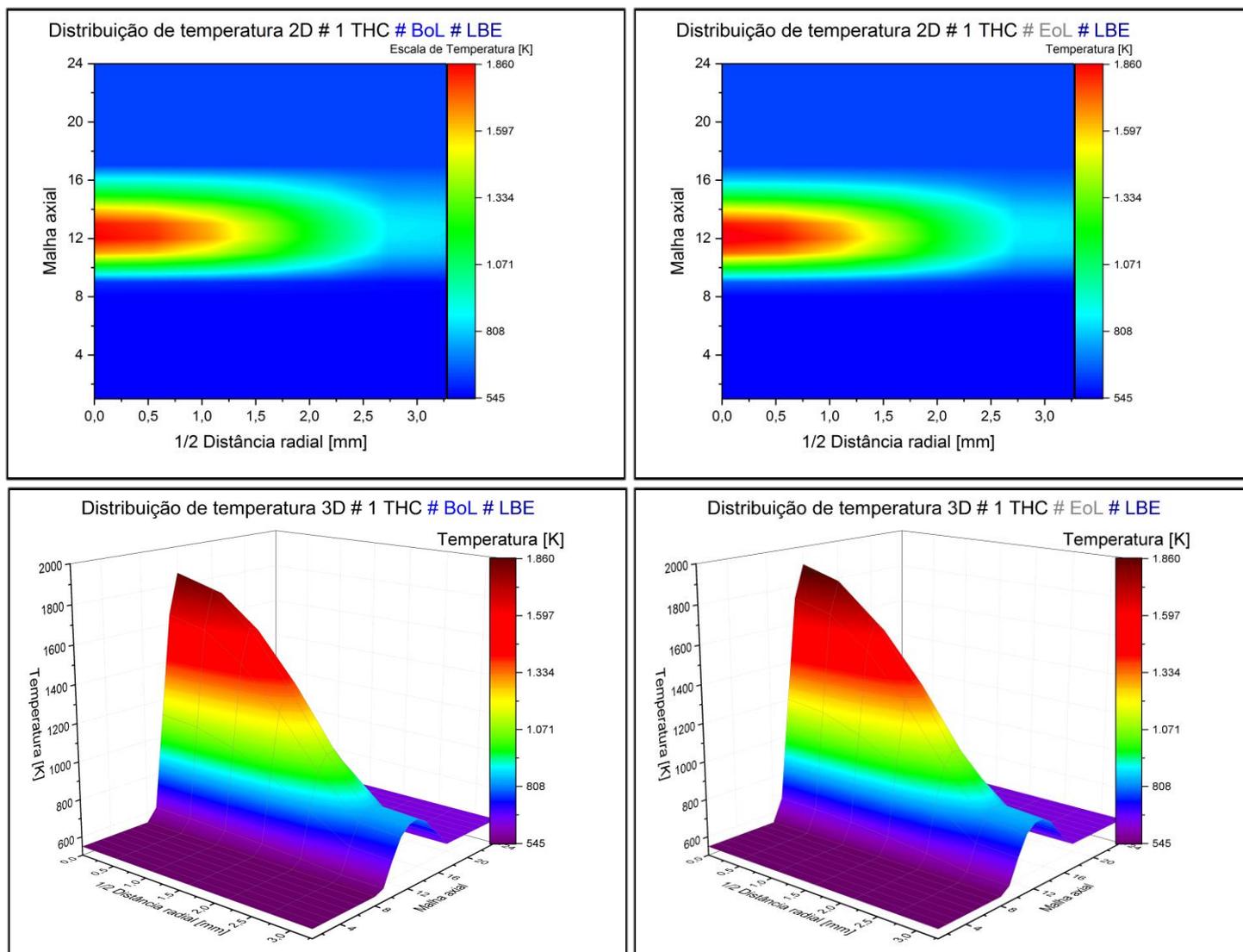
**Figura 4-12:** Distribuição de temperatura para 1 THC (LBE) nas condições de *BoL* e *EoL*. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita)

Para a condição do combustível no início de vida útil (*BoL*) o ponto de maior temperatura encontrado foi no nó axial 13 ( $T_{13} \approx 1.862K$ ). Já para a condição do combustível no fim de vida útil (*EoL*), o ponto de maior temperatura foi no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.908K$ ). A temperatura média no combustível, no ponto axial de maior temperatura ficou em ( $T_{13} \approx 1.552K$ ) para *BoL* e ( $T_{12} \approx 1.586K$ ) para *EoL*.

A vazão mássica foi uma variável que sofreu uma ligeira mudança na condição de *EoL*. Na condição de início de vida do combustível o valor encontrado foi de ( $\dot{m}_{BoL} = 7.690,11 \text{ kg/s}$ ) já para a condição de fim de vida, o valor encontrado foi de ( $\dot{m}_{EoL} = 7.692,04 \text{ kg/s}$ ), uma diferença de **1,93 kg/s**, em porcentagem **~0,025%**.

Outras variáveis, como a temperatura de saída do refrigerante e a queda de pressão não tiveram nenhuma alteração nas condições de *BoL* e *EoL* ( $T_{saída} \approx 633K$  e  $\sim 0,20 \text{ MPa}$ ). Na **Figura 4-11** é mostrado o comportamento da pressão do fluido refrigerante (LBE) ao longo do canal termo-hidráulico para a condição em *BoL*, idêntica à condição em *EoL*.

A **Figura 4-13** mostra um termográfico, em duas e três dimensões, onde é possível visualizar com maiores detalhes a distribuição de temperatura do arranjo para a condição de *EoL* em comparação com *BoL*. Na **Tabela 4-5** podem-se ver os principais resultados das simulações em *BoL* e *EoL*.



**Figura 4-13:** Distribuição de temperatura (2D e 3D) para 1 THC nas condições de *BoL* e *EoL*

**Tabela 4-5: Principais resultados para o modelo de 1 THC (LBE, BoL e EoL)**

Parâmetros	Condição (LBE e BoL)	Condição (LBE e EoL)
Temperatura entrada [K]	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	633	633
Temp. máxima do revestimento [K]	846 (Axial 13, Mesh 7)	849 (Axial 13, Mesh 7)
Temperatura máxima Gap [K]	965 (Axial 13, Mesh 6)	973 (Axial 12, Mesh 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.862 (Axial 12, Mesh 1)	1.908 (Axial 12, Mesh 1)
Temperatura média combustível [K]	1.552 (Axial 12)	1.585 (Axial 12)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7802	1,7802
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5858	1,5859
Vazão no canal [kg/s]	7.690,11	7.692,04

Fonte: elaborado pelo autor

#### 4.3.3. Análise dos resultados da simulação para 1 THC utilizando LBE ou Na nas condições de EoL

Na **Figura 4-14** é mostrado o esquema de distribuição de temperatura. Para a condição do combustível no fim de vida útil (*EoL*) o ponto de maior temperatura encontrado foi no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.908K$ ) utilizando o LBE como refrigerante. Para o Na esse valor foi encontrado no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.521K$ ), valor  $\sim 20\%$  menor. A temperatura de saída do refrigerante para o LBE foi de  $T_{saída} \approx 633K$  enquanto que para o sódio este valor ficou em  $T_{saída} \approx 559K$  valor  $\sim 12\%$  menor.

Em relação à vazão mássica do sistema, esta variável teve variação considerável em relação do LBE. A vazão mássica na condição de *EoL* para o LBE foi de ( $\dot{m}_{LBE} = 7.690,11 \text{ kg/s}$ ) enquanto que para o Na este valor foi de ( $\dot{m}_{Na} = 7.228,00 \text{ kg/s}$ ), uma diferença de  $\sim 462 \text{ kg/s}$ , em porcentagem  $\sim 6\%$  menor. Contudo como consequência, a queda de pressão ao longo do canal termo-hidráulico para o LBE é muito mais acentuada,  $\sim 0,20 \text{ MPa}$  enquanto que para o Na, este valor é  $\sim 0,02 \text{ MPa}$ , em porcentagem  $\sim 90\%$  menor, o que justifica a menor vazão encontrada para o sódio já que a vazão é proporcional à diferença de pressão. A **Figura 4-15** mostra a queda de pressão ao longo do canal termo-hidráulico. Na **Tabela 4-6** são mostrados os principais resultados das simulações em *BoL* e *EoL*. Estes resultados foram apresentados no congresso *International Nuclear Atlantic Conference – INAC* (2017) (FERNANDES et al., 2017).

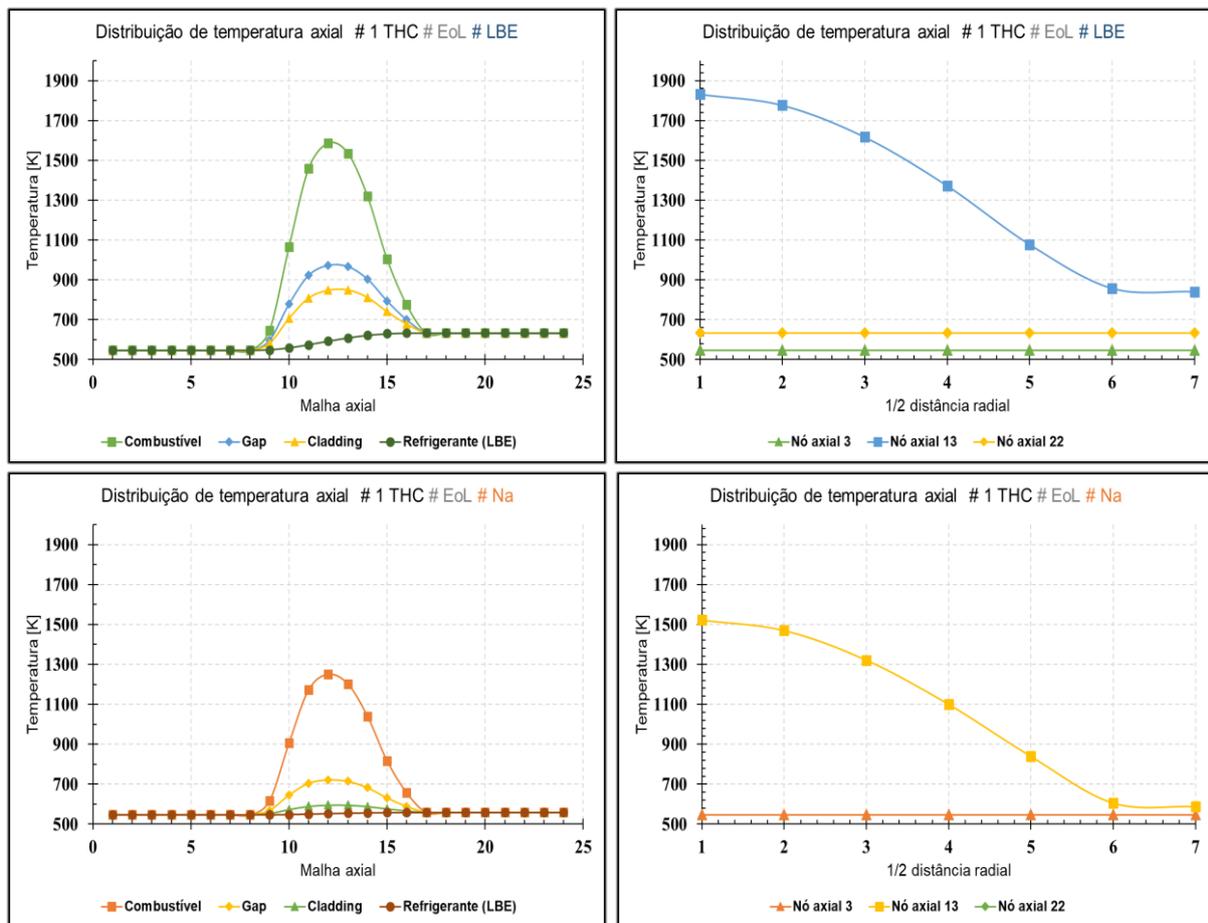


Figura 4-14: Distribuição de temperatura para 1 THC (EoL) para os refrigerantes LBE a Na. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita)

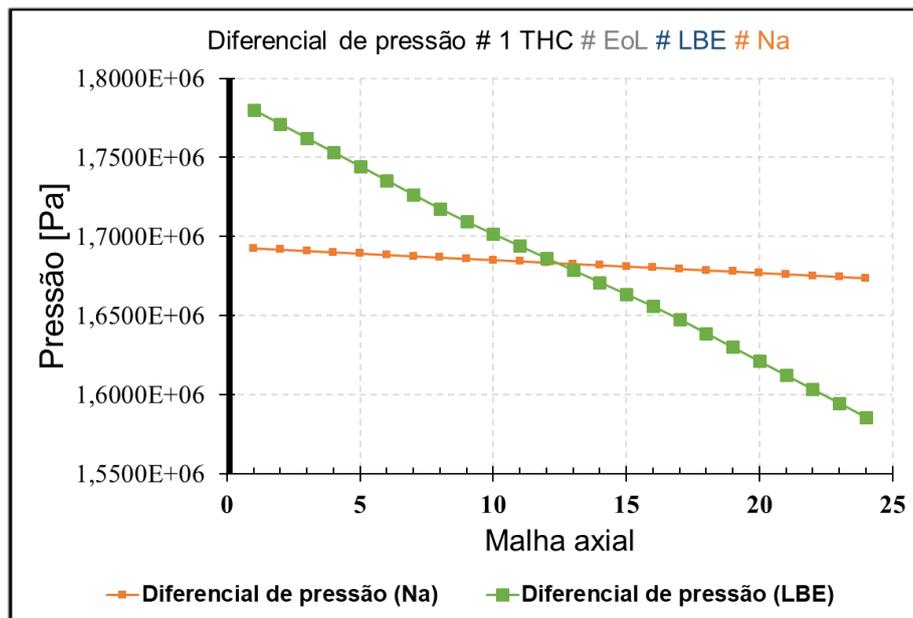


Figura 4-15: Queda de pressão ao longo do canal termo-hidráulico (301) representando 1 THC (LBE, Na em EoL).

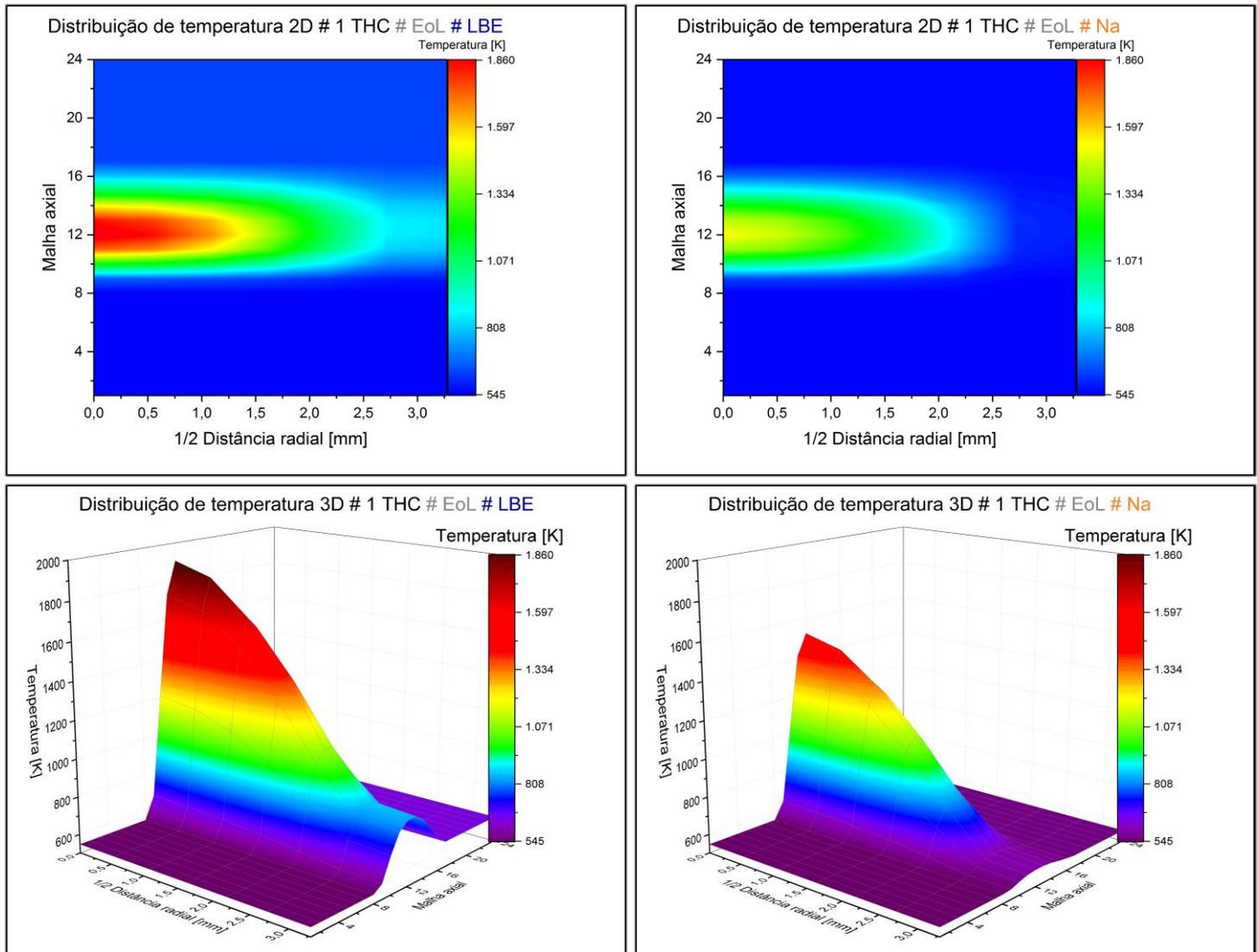


Figura 4-16: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para 1 THC (EoL) para os refrigerantes LBE e Na

Tabela 4-6: Principais resultados para o modelo para 1 THC em todas condições

Parâmetros	Condição (LBE e BoL)	Condição (LBE e EoL)	Condição (Na e EoL)
Temperatura entrada [K]	546	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	633	633	559
Temp. máxima do revestimento [K]	846 (Axial 13, Mesh 7)	849 (Axial 13, Mesh 7)	596 (Axial 12, Mesh 7)
Temperatura máxima Gap [K]	965 (Axial 13, Mesh 6)	973 (Axial 12, Mesh 6)	722 (Axial 12, Mesh 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.862 (Axial 12, Mesh 1)	1.908 (Axial 12, Mesh 1)	1.521 (Axial 12, Mesh 1)
Temperatura média combustível [K]	1.552 (Axial 12)	1.585 (Axial 12)	1.250 (Axial 12)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7802	1,7802	1,6927
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5858	1,5859	1,6737
Vazão no canal [kg/s]	7.690,11	7.692,04	7.228,00

Fonte: elaborado pelo autor

#### 4.4. Resultados para 7 canais termo-hidráulicos

As simulações realizadas para 1 THC (seção 4.3) demonstraram que o modelo desenvolvido no código RELAP5-3D consegue reproduzir as condições termo-hidráulicas do estado estacionário do reator MYRRHA ( $T_{saída} \approx 633K$  e  $T_{max(combustível)} \approx 1.850 K$ ). O modelo foi discretizado para realizar análise de sensibilidade do número de canais. Foi realizada a simulação com 7 THCs.

Para não deixar o texto demasiadamente longo com resultados pouco relevantes para a análise do regime estacionário, foram analisados somente os três principais canais termo-hidráulicos. Especificamente para o modelo de 7 THCs, são apresentados os resultados da análise estacionária e transitória. Esta seção então é composta por cinco partes. Na primeira, são apresentados os resultados da simulação utilizando LBE como refrigerante e o combustível em estado *BoL* e comparação com dados bibliográficos. Na segunda parte, compararam-se os resultados utilizando LBE, com o combustível em *BoL* e *EoL*. Na terceira, compararam-se os resultados estacionários para dos refrigerantes LBE e Na, ambos em fim de vida útil (*EoL*). Na quarta parte, é realizada uma análise do sistema em regime transitório, utilizando o LBE com o combustível em início de vida útil. Por fim, é analisada a eficiência do sódio como refrigerante em comparação com o LBE, isto é, o quanto de potência a mais o reator poderia operar se fossem trocados os refrigerantes.

##### 4.4.1. Análise dos resultados da simulação para 7 THCs utilizando LBE em *BoL*

Na **Figura 4-17** é mostrado o esquema de distribuição de temperatura, tanto axial (dos volumes 1 ao 24), quanto radial (*meshes* 1 ao 7), para os canais termo-hidráulicos 1, 4 e 7. Optou-se por analisar estes canais pelos seguintes motivos: o THC 1(7) é central onde concentram-se as maiores temperaturas (**Figura 2-15**); o THC 4(7) é aquele que concentra maior potência (**Figura 3-14**); por fim, o THC 7(7) é um canal periférico formado por refletores. Nesta primeira parte, utilizou-se como refrigerante o LBE. A distribuição de potência adotada foi aquela discutida na seção 2.4.6, onde o combustível foi simulado na condição de início de vida útil (*BoL*) (**Figura 2-18**).

No THC 1(7), está o ponto de maior temperatura encontrado na simulação de sete canais, nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.866K$ ), A temperatura de saída do refrigerante foi de  $T_{saída} \approx 726 K$ ,

valor próximo à temperatura máxima registrada no reator de  $T_{saída} \approx 739 K$ , mostrando que o modelo de 7 THC's foi verificado e comprovando sua capacidade de reprodução do comportamento do MYRRHA. Em comparação com o modelo adaptado de Sarotto et al. (2013) (Figura 3-11) a temperatura para este canal foi  $T_{saída} \approx 711 K$ , uma diferença de apenas ~2,10%.

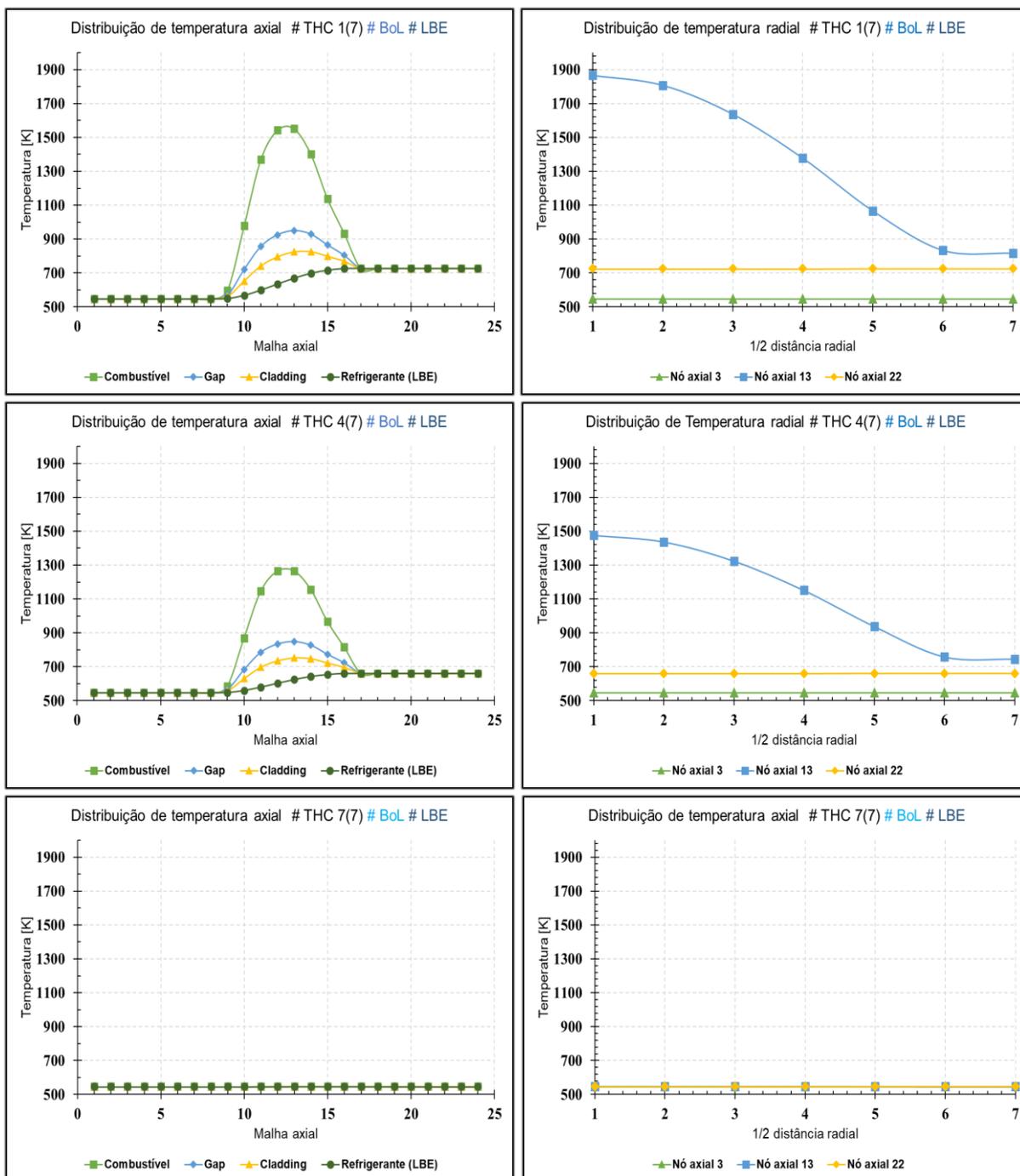


Figura 4-17: Distribuição de temperatura para THC 1, 4 e 7 (LBE e BoL). Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita)

No THC 4(7), o ponto de maior temperatura está no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.481K$ ). A temperatura de saída do refrigerante foi de  $T_{saída} \approx 583 K$ . Em comparação com o modelo adaptado de Sarotto et al. (2013) (Figura 3-11) a temperatura para este suposto canal  $T_{saída} \approx 635 K$ , uma diferença de  $\sim 8,16\%$ . A esta diferença considerável, cabe ressaltar que no modelo de Sarotto et al. (2013) ela é devido à presença de arranjos que não geram calor, barras de segurança, barras de controle e *IPS*. Em todos os canais termo-hidráulicos analisados, onde há a presença desses arranjos, há um aumento da diferença das variáveis analisadas entre os dois modelos. Isso é característico da adaptação do modelo de Sarotto et al. (2013) que utiliza código diferente (TRACE) e metodologia diferente, como a análise individual de cada um dos 151 arranjos do núcleo.

Para o THC 7(7), a temperatura encontrada é constante em todo o canal ( $T \approx 551K$ ) já que este é um canal composto por arranjos refletores. Há uma pequena geração de calor nestes canais advindos das reações nucleares dos nêutrons que sofrem espalhamento dentro da estrutura desses canais. A temperatura encontrada por Sarotto foi de  $T \approx 556K$ , uma diferença de apenas  $\sim 0,90\%$ .

A Figura 4-19 mostra o termográfico, em duas e três dimensões, para os canais THC 1(7), THC 4(7) e THC 7(7), onde é possível visualizar a distribuição de temperatura com maiores detalhes. A temperatura de saída do refrigerante do núcleo do reator foi de  $T_{saída} \approx \sim 633 K$ . A queda de de pressão observada nos sete canais termo-hidráulicos foi de  $\sim 0,20 MPa$  como nas demais simulações havendo diferenças mínimas entre eles como pode ser observado na Figura 4-18. Mais detalhes das principais variáveis termo-hidráulicas encontradas nesta simulação estão presentes na Tabela 4-7.

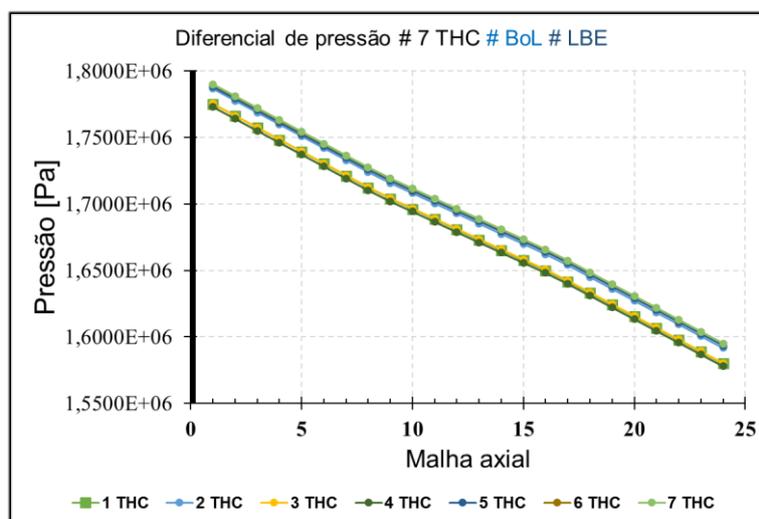
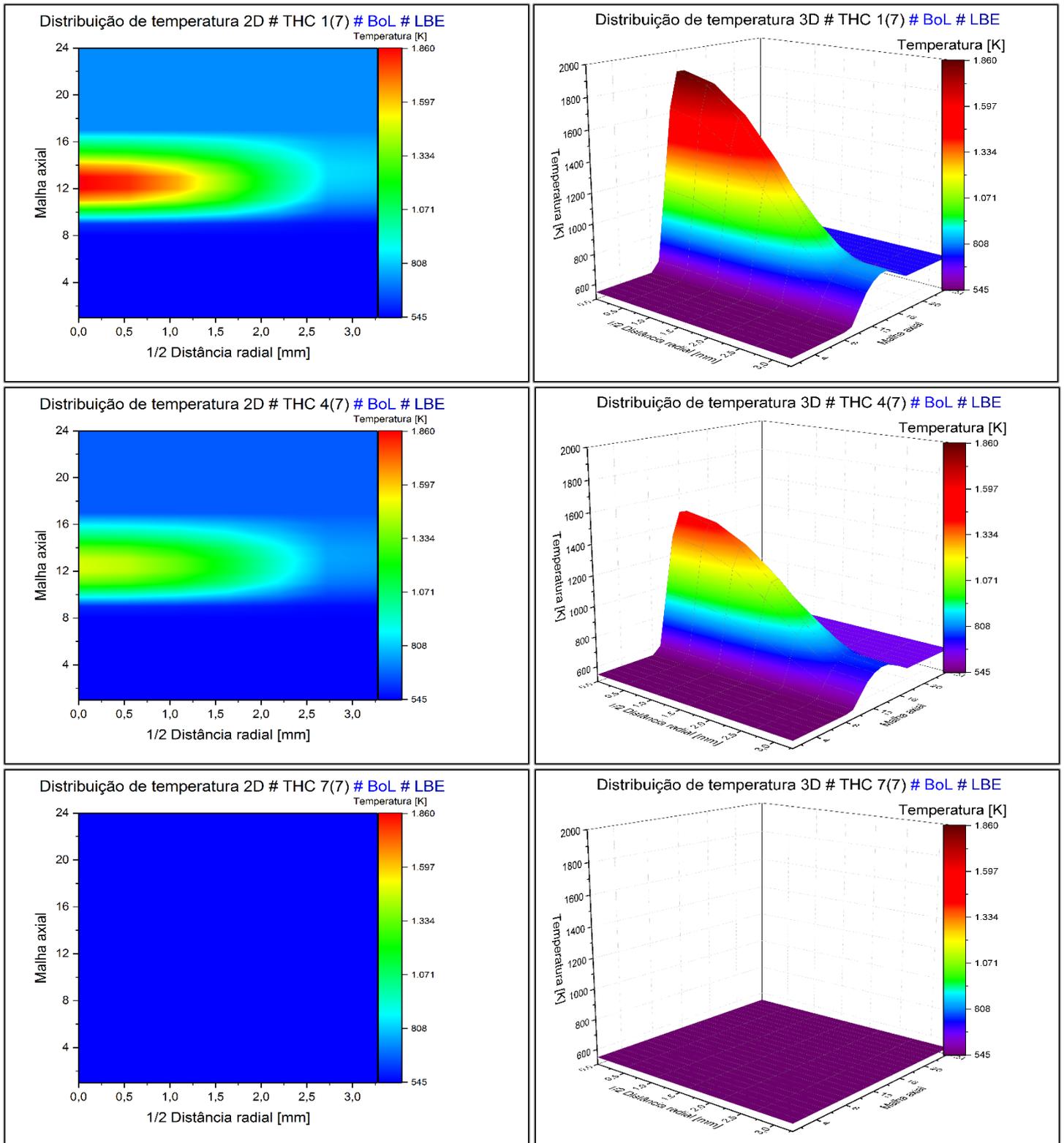


Figura 4-18: Queda de pressão para o modelo de 7 THCs representando (LBE e BoL)

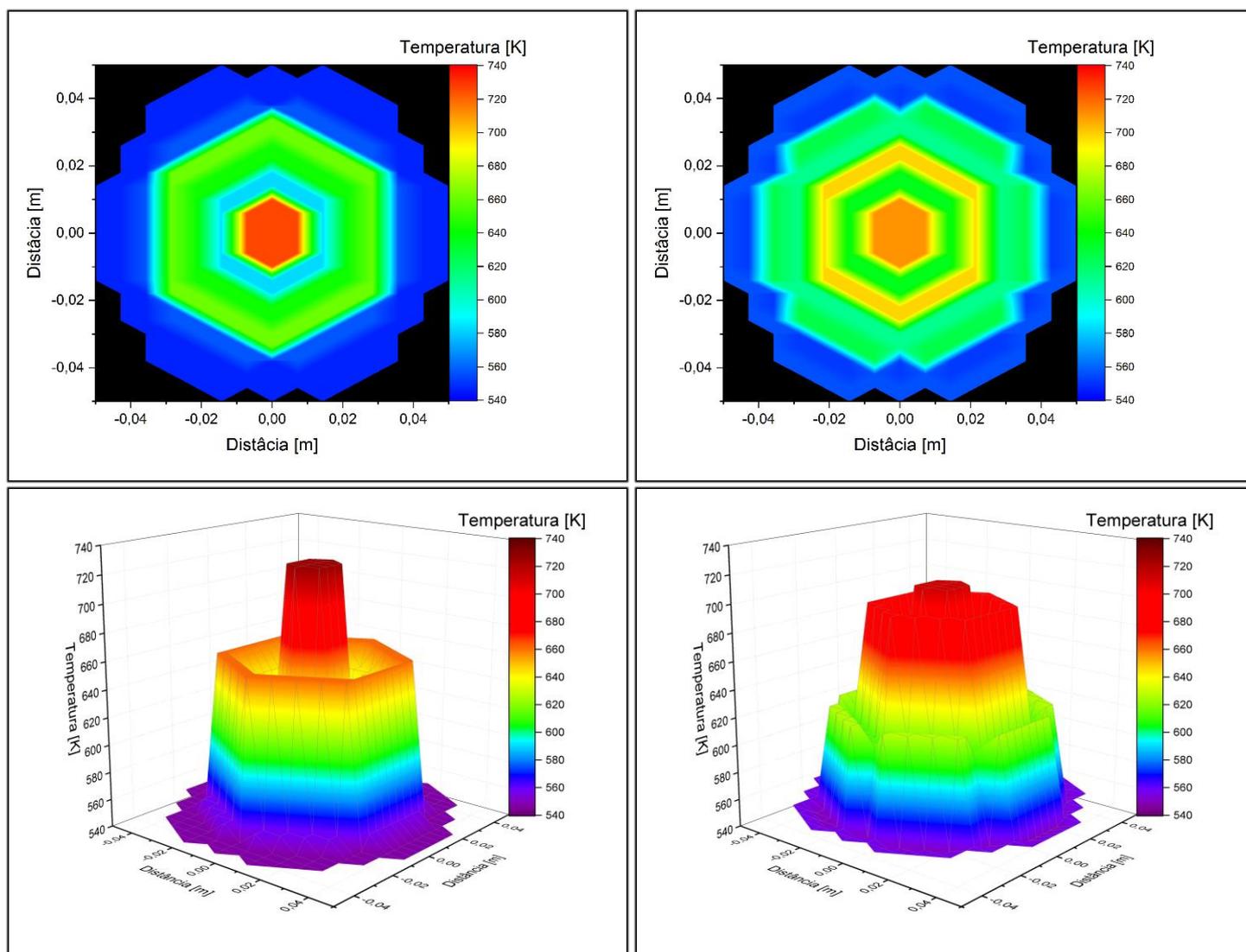


**Figura 4-19:** Distribuição de temperatura (2D e 3D) para os THCs 1(7), 4(7) e (7) (LBE e BoL).

**Tabela 4-7: Principais resultados para o modelo de 7 THC's (LBE e BoL)**

Parâmetros	Condição (LBE e BoL)
<b>THC 1(7)</b>	
Temperatura entrada [K]	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	726
Temp. máxima do revestimento [K]	825 (Axial 14, <i>Mesh</i> 7)
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	949 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.866 (Axial 12, <i>Mesh</i> 1)
Temperatura média combustível [K]	1.550 (Axial 12)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7753
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5800
Vazão no canal [kg/s]	485,63
<b>THC 4(7)</b>	
Temperatura entrada [K]	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	661
Temp. máxima do revestimento [K]	742 (Axial 13, <i>Mesh</i> 7)
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	849 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.481 (Axial 12, <i>Mesh</i> 1)
Temperatura média combustível [K]	1.265 (Axial 13)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7731
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5803
Vazão no canal [kg/s]	1.456,15
<b>THC 7(7)</b>	
Temperatura entrada [K]	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	551
Temp. máxima do revestimento [K]	***
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	***
Temperatura máxima combustível [K]	***
Temperatura média combustível [K]	***
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7899
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5950
Vazão no canal [kg/s]	206
Fonte: elaborado pelo autor	

A **Figura 4-20** mostra o termográfico com a distribuição de temperatura para o modelo de 7 THC's, em duas e três dimensões. Neste gráfico está contemplada a distribuição de temperatura em todo o reator. Também está colocado o mesmo gráfico para o modelo adaptado de Sarotto et al. (2013). A **Tabela 4-8** mostra um resumo das comparações das temperaturas de saída do refrigerante (LBE) para os dois modelos.



**Figura 4-20:** Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o modelo de 7 THCs. Modelo utilizado código RELAP5-3D (esquerda) modelo adaptado de Sarotto et al. (2013) utilizando código TRACE (direita).

**Tabela 4-8:** Comparações para as temperaturas de saída do refrigerante LBE (*BoL*) dos modelos proposto e adaptado de Sarotto, ambos para 7 THCs

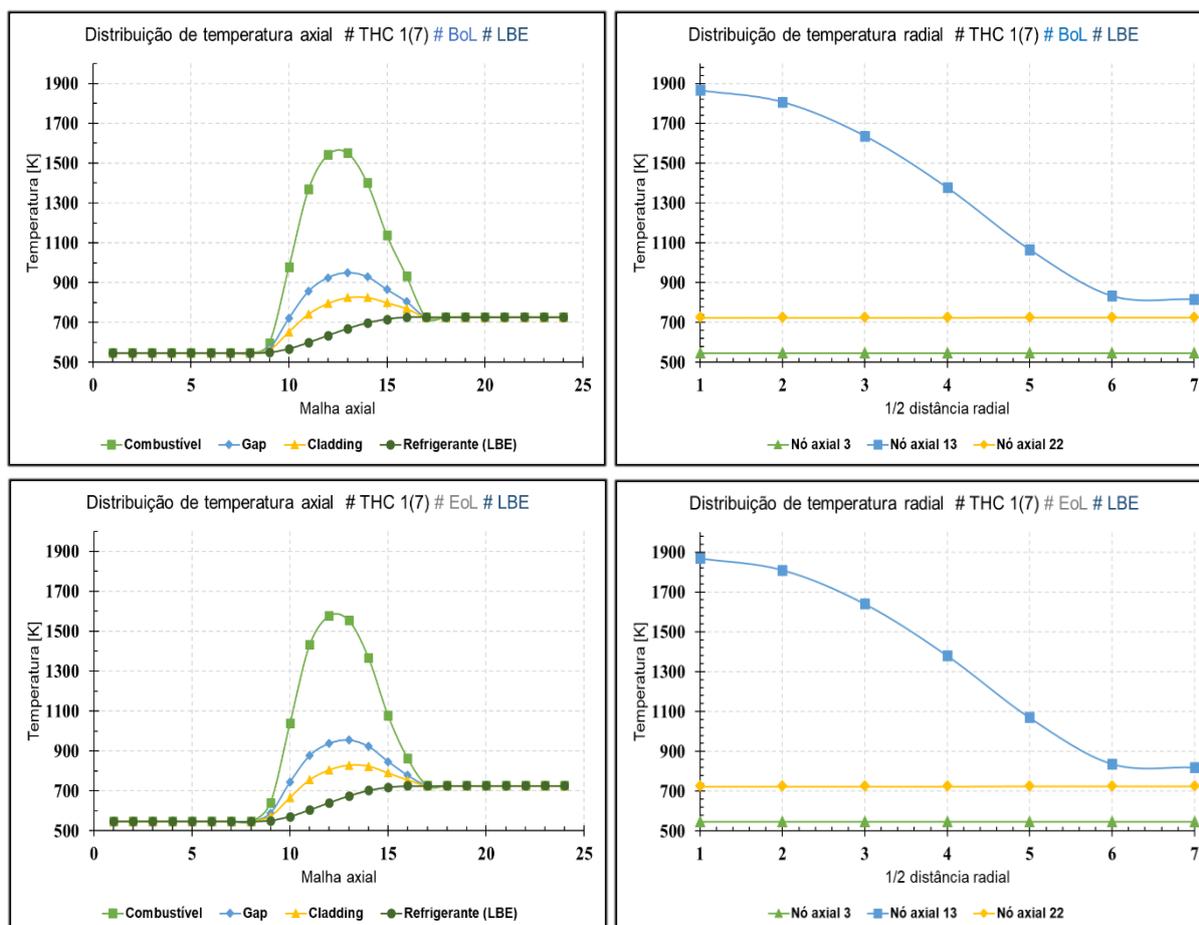
	THC 1	THC 2	THC 3	THC 4	THC 5	THC 6	THC 7	Média
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo adaptado (MA)	711	635	698	613	626	551	556	<b>627</b>
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo proposto (MP)	726	583	643	661	557	549	551	<b>610</b>
Diferença (%) [MA – MP/MA] * 100	2,10	8,16	7,86	7,89	11,01	0,40	0,88	<b>5,47</b>

Fonte: própria

#### 4.4.2. Análise dos resultados da simulação para 7 THCs utilizando LBE nas condições de *BoL* e *EoL*

A **Figura 4-21** mostra o esquema de distribuição de temperatura, tanto axial (dos volumes 1 ao 24) quanto radial (*meshes* 1 ao 7), no canal termo-hidráulico. Para facilitar a compreensão do texto e evitar repetir informações, analisou-se somente o canal de maior temperatura para ambas as simulações, *BoL* e *EoL*, neste caso foi o canal THC 1(7). Utilizou-se como refrigerante o LBE. As distribuições de potência adotadas foram aquelas de início de vida útil (*BoL*) assim como fim de vida útil (*EoL*) (**Figura 2-18**).

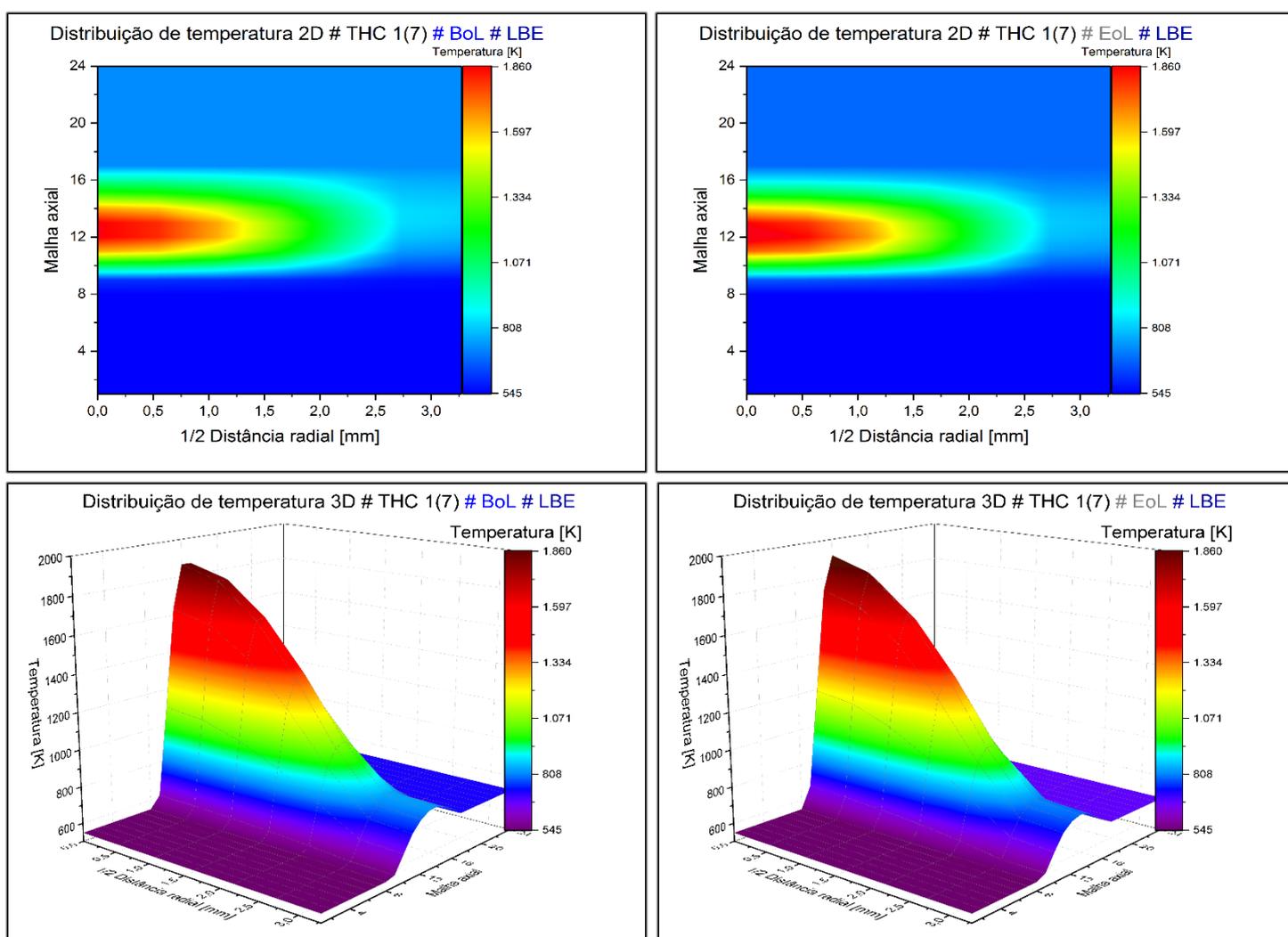
Para a condição do combustível no início de vida útil (*BoL*) o ponto de maior temperatura encontrado foi no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.866K$ ). Já para a condição do combustível no fim de vida útil (*EoL*), o ponto de maior temperatura foi no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.914K$ ). A temperatura média no combustível, no ponto axial de maior temperatura ficou em ( $T_{13} \approx 1.552K$ ) para *BoL* e ( $T_{12} \approx 1.586K$ ) para *EoL*.



**Figura 4-21:** Distribuição de temperatura para 7 THCs (LBE) nas condições de *BoL* e *EoL*. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita)

Outras variáveis, como a temperatura de saída do refrigerante e a queda de pressão não tiveram nenhuma alteração nas condições de *BoL* e *EoL* ( $T_{saída} \approx 633K$  e  $\sim 0,20 MPa$ ). A **Figura 4-18** mostrou o comportamento da pressão do fluido refrigerante (LBE) ao longo do canal termo-hidráulico para a condição em *BoL*, idêntica à condição em *EoL*.

A **Figura 4-22** mostra um termográfico, em duas e três dimensões, onde é possível visualizar com maiores detalhes a distribuição de temperatura do arranjo para a condição de *EoL* em comparação com *BoL*. Na **Tabela 4-9** são apresentados os principais resultados das simulações em *BoL* e *EoL*.



**Figura 4-22:** Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o THC 1(7) nas condições de *BoL* e *EoL*

Tabela 4-9: Principais resultados para o modelo de 7 THCs (LBE em *BoL* e *EoL*)

Parâmetros	Condição (LBE e <i>BoL</i> )	Condição (LBE e <i>EoL</i> )
<b>THC 1(7)</b>		
Temperatura entrada [K]	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	726	726
Temp. máxima do revestimento [K]	825 (Axial 14, <i>Mesh</i> 7)	829 (Axial 13, <i>Mesh</i> 7)
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	949 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)	954 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.866 (Axial 12, <i>Mesh</i> 1)	1.914 (Axial 12, <i>Mesh</i> 1)
Temperatura média combustível [K]	1.550 (Axial 13)	1.577 (Axial 12)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7753	1,7751
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5800	1,5799
Vazão no canal [kg/s]	485,63	488,00
<b>THC 4(7)</b>		
Temperatura entrada [K]	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	661	661
Temp. máxima do revestimento [K]	742 (Axial 13, <i>Mesh</i> 7)	755 (Axial 13, <i>Mesh</i> 7)
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	849 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)	852 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.481 (Axial 12, <i>Mesh</i> 1)	1.514 (Axial 12, <i>Mesh</i> 1)
Temperatura média combustível [K]	1.265 (Axial 13)	1.288 (Axial 12)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7731	1,7730
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5803	1,5778
Vazão no canal [kg/s]	1.456,15	1.463,15
<b>THC 7(7)</b>		
Temperatura entrada [K]	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	551	557
Temp. máxima do revestimento [K]	***	***
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	***	***
Temperatura máxima combustível [K]	***	***
Temperatura média combustível [K]	***	***
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7899	1,7898
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5950	1,5950
Vazão no canal [kg/s]	206	196
Fonte: elaborado pelo autor		

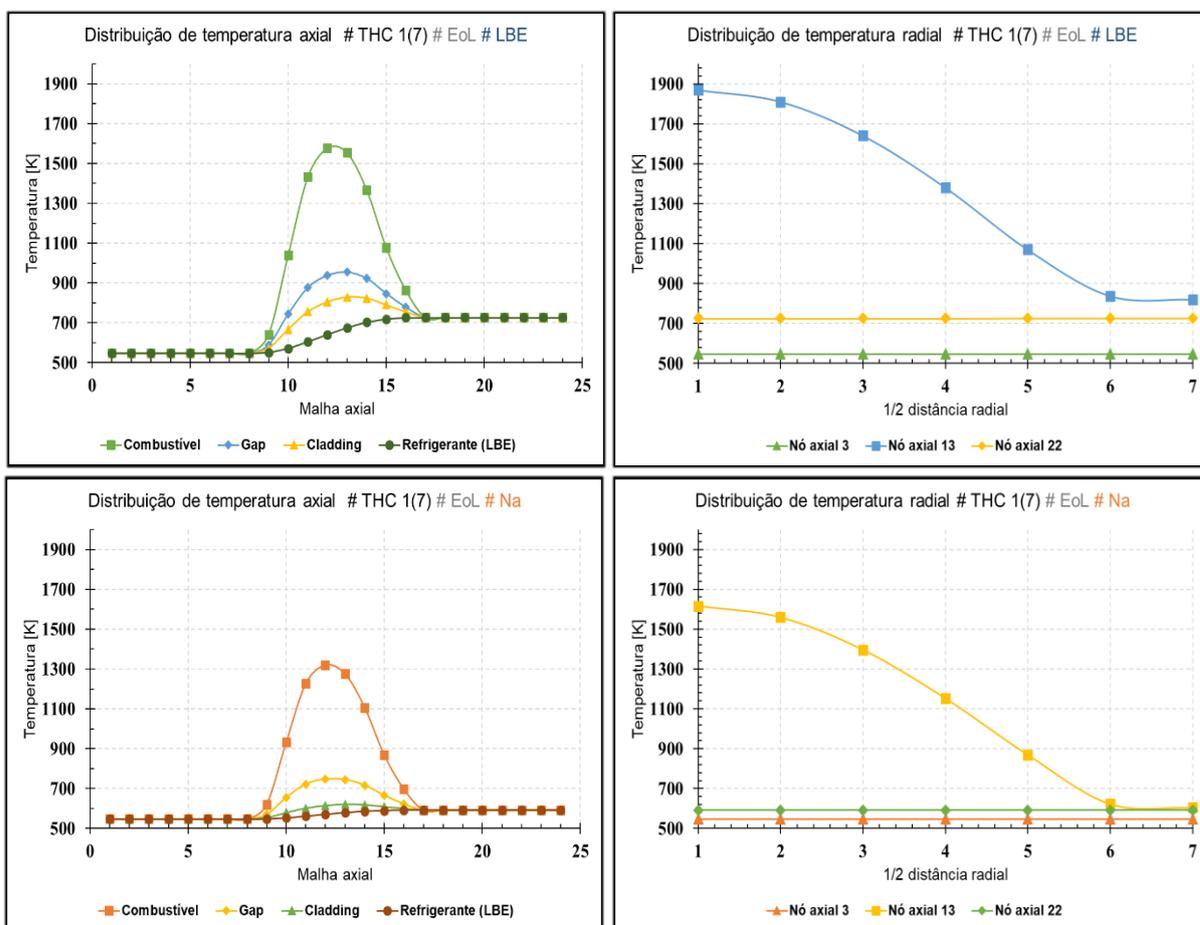
#### 4.4.3. Análise dos resultados da simulação para 7 THC's utilizando LBE ou Na nas condições de *EoL*

A **Figura 4-23** mostra o esquema de distribuição de temperatura, tanto axial (dos volumes 1 ao 24) quanto radial (*meshes* 1 ao 7), na estrutura de calor e no canal termo-hidráulico. Para

facilitar a compreensão do texto analisou-se somente o canal de maior temperatura para ambas as simulações, LBE e Na, neste caso para o canal THC 1(7).

Para a condição do combustível no fim de vida útil (*EoL*) o ponto de maior temperatura encontrado foi no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.914K$ ) utilizando o LBE como refrigerante. Para o Na, esse valor foi encontrado no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.616K$ ), valor  $\sim 16\%$  menor. A temperatura de saída do refrigerante para o LBE foi de  $T_{saída} \approx 633K$ , enquanto para o sódio este valor ficou em  $T_{saída} \approx 554K$  valor  $\sim 12\%$  menor.

A queda de pressão ao longo do canal termo-hidráulico para o LBE é muito mais acentuada,  $\sim 0,20 MPa$  enquanto que para o Na, este valor é  $\sim 0,023 MPa$ . Na **Figura 4-25** é apresentada a evolução da queda de de pressão ao longo do canal termo-hidráulico. Na **Tabela 4-10** apresentam-se os principais resultados das simulações em todas condições analisadas.



**Figura 4-23:** Distribuição de temperatura para THC 1(7) (*EoL*) para os refrigerantes LBE e Na. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita)

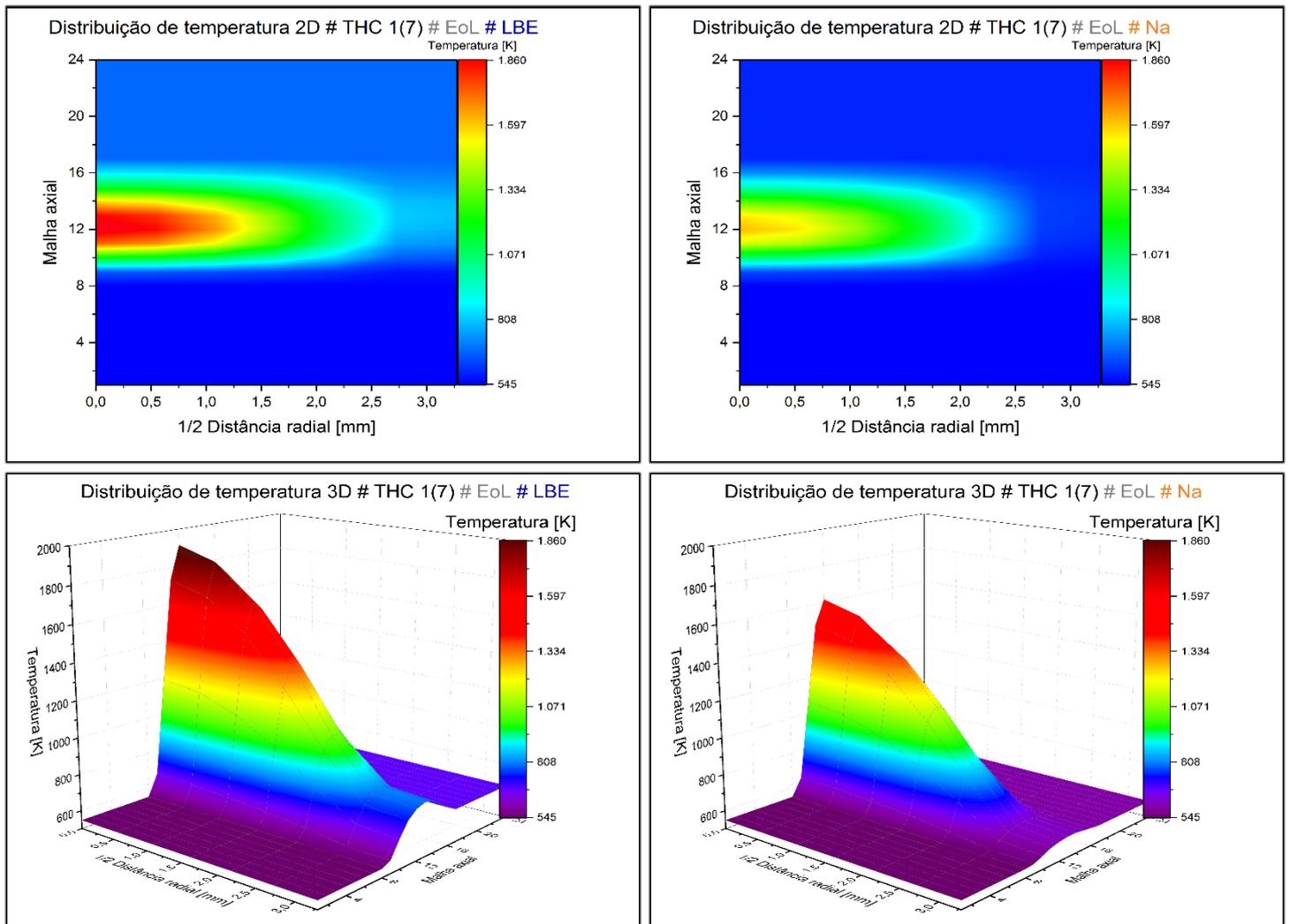


Figura 4-24: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para THC 1(7) (EoL) para os refrigerantes LBE e Na

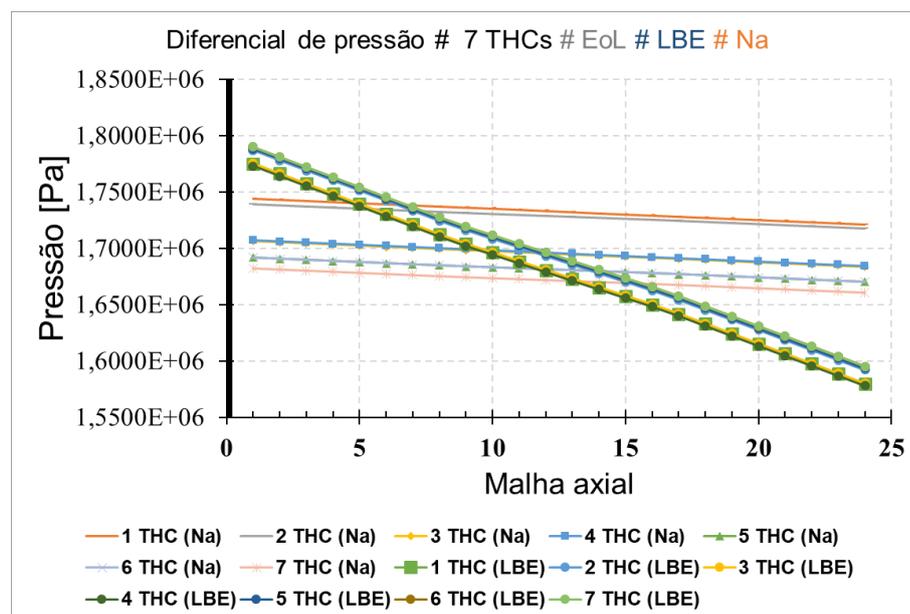


Figura 4-25: Queda de pressão ao longo dos 7 THCs (LBE, Na em EoL)

Tabela 4-10: Principais resultados para o modelo de 7 THCs em todas condições

Parâmetros	Condição (LBE e BoL)	Condição (LBE e EoL)	Condição (Na e EoL)
<b>THC 1(7)</b>			
Temperatura entrada [K]	546	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	726	726	591
Temp. máxima do revestimento [K]	825 (Axial 14, Mesh 7)	829 (Axial 13, Mesh 7)	620 (Axial 13, Mesh 7)
Temperatura máxima Gap [K]	949 (Axial 13, Mesh 6)	954 (Axial 13, Mesh 6)	747 (Axial 12, Mesh 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.866 (Axial 12, Mesh 1)	1.914 (Axial 12, Mesh 1)	1.616 (Axial 12, Mesh 1)
Temperatura média combustível [K]	1.550 (Axial 13)	1.577 (Axial 12)	1.319 (Axial 12)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7753	1,7751	1,7440
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5800	1,5799	1,7213
Vazão no canal [kg/s]	485,63	488,00	250,00
<b>THC 4(7)</b>			
Temperatura entrada [K]	546	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	661	661	569
Temp. máxima do revestimento [K]	742 (Axial 13, Mesh 7)	755 (Axial 13, Mesh 7)	592 (Axial 13, Mesh 7)
Temperatura máxima Gap [K]	849 (Axial 13, Mesh 6)	852 (Axial 13, Mesh 6)	692 (Axial 12, Mesh 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.481(Axial 12, Mesh 1)	1.514(Axial 12, Mesh 1)	1.292 (Axial 12, Mesh 1)
Temperatura média combustível [K]	1.265 (Axial 13)	1.288 (Axial 12)	1.093 (Axial 12)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7731	1,7730	1,7069
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5803	1,5778	1,6843
Vazão no canal [kg/s]	1.456,15	1.463,15	940,35
<b>THC 7(7)</b>			
Temperatura entrada [K]	546	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	551	557	547
Temp. máxima do revestimento [K]	***	***	***
Temperatura máxima Gap [K]	***	***	***
Temperatura máxima combustível [K]	***	***	***
Temperatura média combustível [K]	***	***	***
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7899	1,7898	1,6821
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5950	1,5950	1,6607
Vazão no canal [kg/s]	206	196	1.698
Fonte: elaborado pelo autor			

#### 4.4.4. Análise dos resultados da simulação para 7 THCs utilizando LBE nas condições de *BoL* para o regime transitório

A análise das perturbações no regime estacionário do sistema foi realizada a partir de perdas localizadas de vazão de refrigerante, primeiramente em 10%, 20%, 30% e assim sucessivamente até 80%. O cálculo de 90% foi substituído pelo cálculo com 85% de perda de refrigerante pelo fato do código RELAP5-3D apresentar erro. A perda de vazão de refrigerante foi realizada na própria entrada do RELAP5-3D para o canal THC 1(7), com a nodalização igual para a entrada de 7 THCs, conforme mostra a **Figura 3-13**, reduzindo a área de refrigerante na entrada do canal nas porcentagens descritas acima.

Em cada gráfico é apresentada uma linha pontilhada vermelha indicando a temperatura limite para aquele elemento, ou para elementos estruturais do reator. Essas temperaturas são: temperatura de fusão do combustível MOX (30% m, PuO<sub>2</sub>), determinado em ( $T_{\text{fusão (MOX)}} \approx 2.850 \text{ K}$ ); a temperatura operação da liga T91 do revestimento ficou estabelecida pelo fabricante em  $T_{\text{op (T91)}} \approx 923 \text{ K}$ ; a temperatura limite do refrigerante LBE, aqui considerada a temperatura nos demais elementos estruturais do reator, está associada à temperatura de fusão da liga AISI 316 L, ( $T_{\text{fusão (316L)}} \approx 1.644 \text{ K}$ ), que constitui um dos principais componentes estruturais do reator. Cabe aqui ressaltar que o LBE a partir de  $T_{\text{op (LBE)}} \approx 823 \text{ K}$  já começa a apresentar problemas de corrosão significativos para o sistema.

Os resultados para as temperaturas do combustível (malha axial 12) estão mostrados na **Figura 4-26** em função da quantidade de perda de refrigerante no THC 1(7). A análise do aumento das temperaturas no centro do combustível em função da perda de refrigerante (LBE) mostra que a alta temperatura de fusão do combustível MOX, calculada neste trabalho (**seção 3.4**) e estimada em  $T_{\text{fusão (MOX)}} \approx 2.850 \text{ K}$ , garante em caso de acidentes com perda de vazão de refrigerante a integridade do combustível. A temperatura máxima observada para uma perda de refrigerante de 85% no THC 1(7) foi de  $T_{\text{max (-85\%)}} \approx 2.460 \text{ K}$ , valor  $\sim 14\%$  menor do que o máximo permitido.

Os resultados para as temperaturas *Gap* (malha axial 12) estão mostrados na **Figura 4-27** em função da quantidade de perda de refrigerante no THC 1(7).

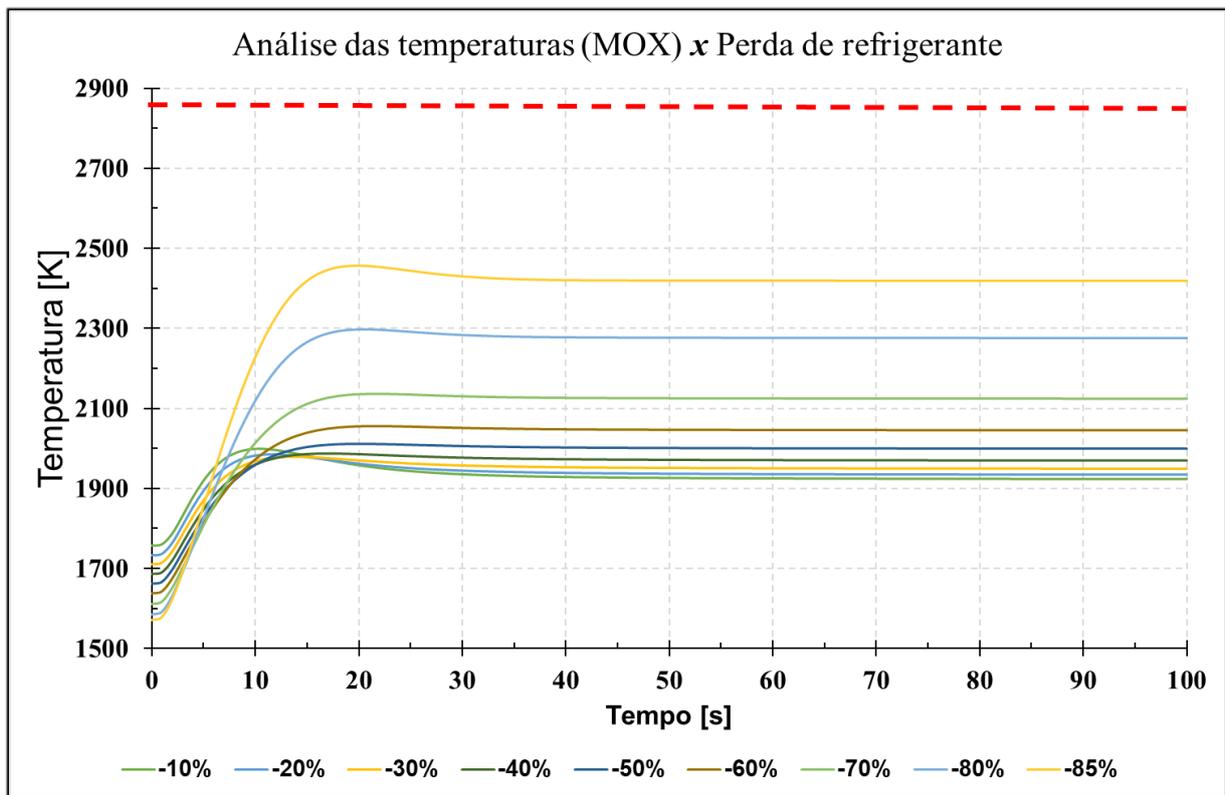


Figura 4-26: Análise das temperaturas no combustível em função da perda de vazão de refrigerante para o THC 1(7)

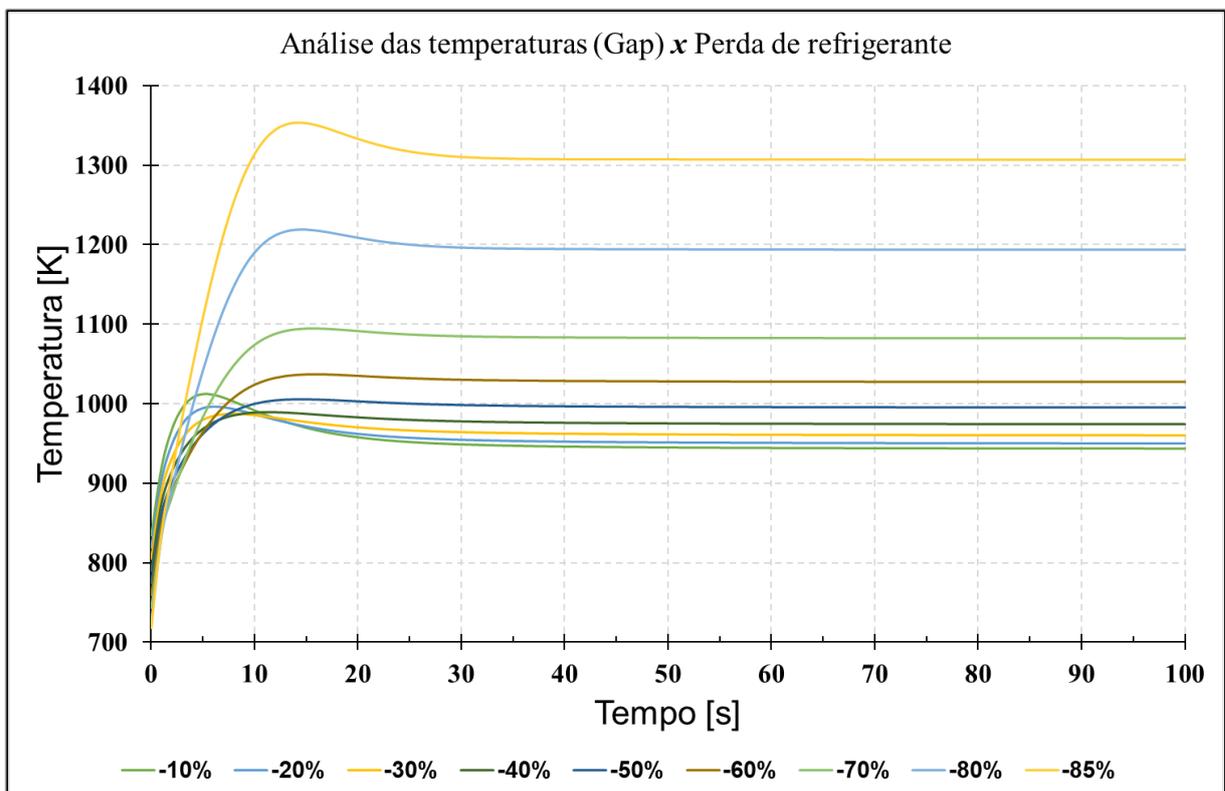
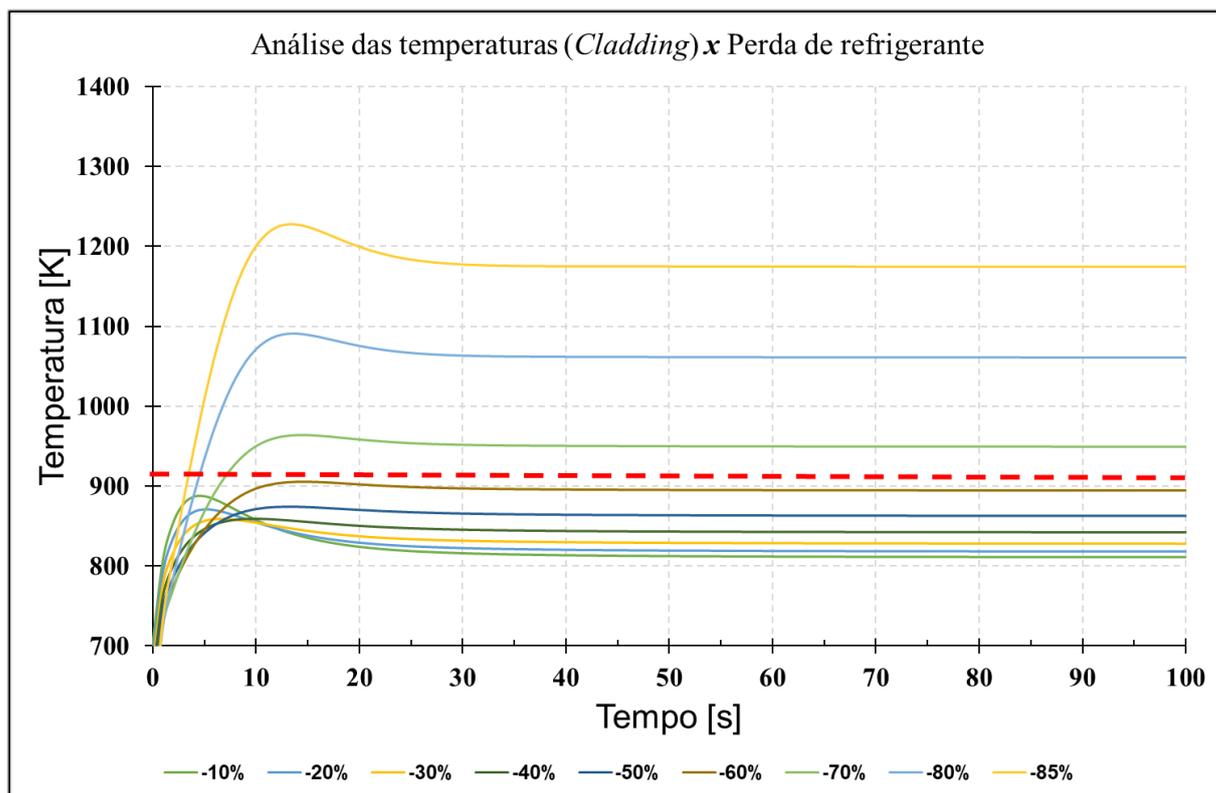


Figura 4-27: Análise das temperaturas Gap em função da perda de vazão de refrigerante para o THC 1(7)

Em relação ao *Gap* que é composto pelo gás hélio (He) não foram observadas restrições em relação a falhas que a perda de refrigerante pode causar. O gás Hélio pelas suas próprias características físico-químicas é um gás propenso a trabalhar em altas temperaturas. A máxima temperatura observada para o *Gap* foi de  $T_{(Gap)} \approx 1.354 K$ .

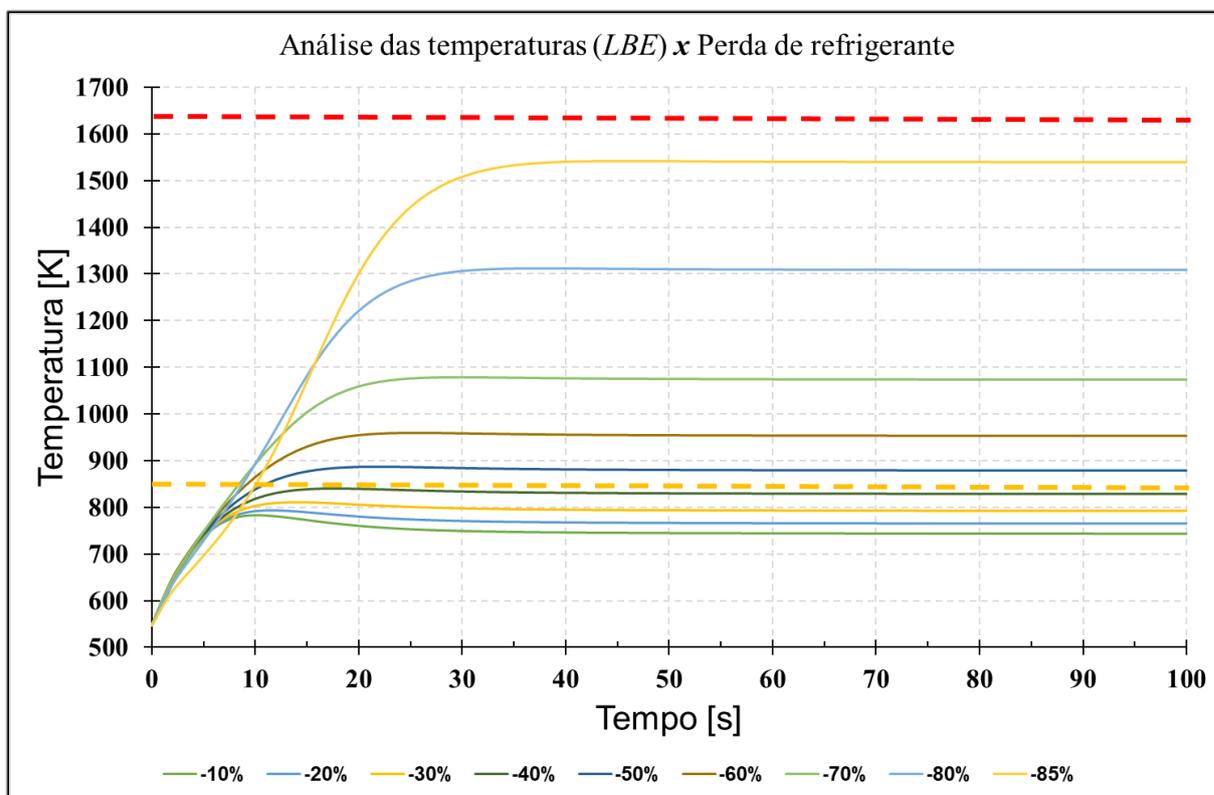
Os resultados para as temperaturas do revestimento (malha axial 12) estão mostrados na **Figura 4-28** em função da quantidade de perda de refrigerante no THC 1(7)



**Figura 4-28:** Análise das temperaturas do revestimento (*Cladding*) em função da perda de vazão de refrigerante para o THC 1(7)

A análise do aumento das temperaturas no revestimento em função da perda de vazão de refrigerante (LBE) mostra que até um certo nível de perda de refrigeração o reator ainda poderia se manter num nível estável com uma perda abrupta de aproximadamente **60%** de refrigerante. O material que compõe a liga T91 utilizada no revestimento tem uma temperatura de operação máxima aproximada  $T_{op(T91)} \approx 923 K$ , indicada na **Figura 4-28** pela linha pontilhada vermelha. A partir deste ponto, fenômenos físico-químicos, como a corrosão, a perda de propriedades mecânicas, dentre outros passam a ser preocupantes para a integridade estrutural do revestimento. Obviamente que medidas de segurança no caso da perda abrupta de vazão de refrigerante, como o desligamento do reator, poderiam ser tomadas para evitar danos maiores.

Os resultados para as temperaturas do *LBE* estão mostrados na **Figura 4-29** em função da quantidade de perda de refrigerante no THC 1(7)



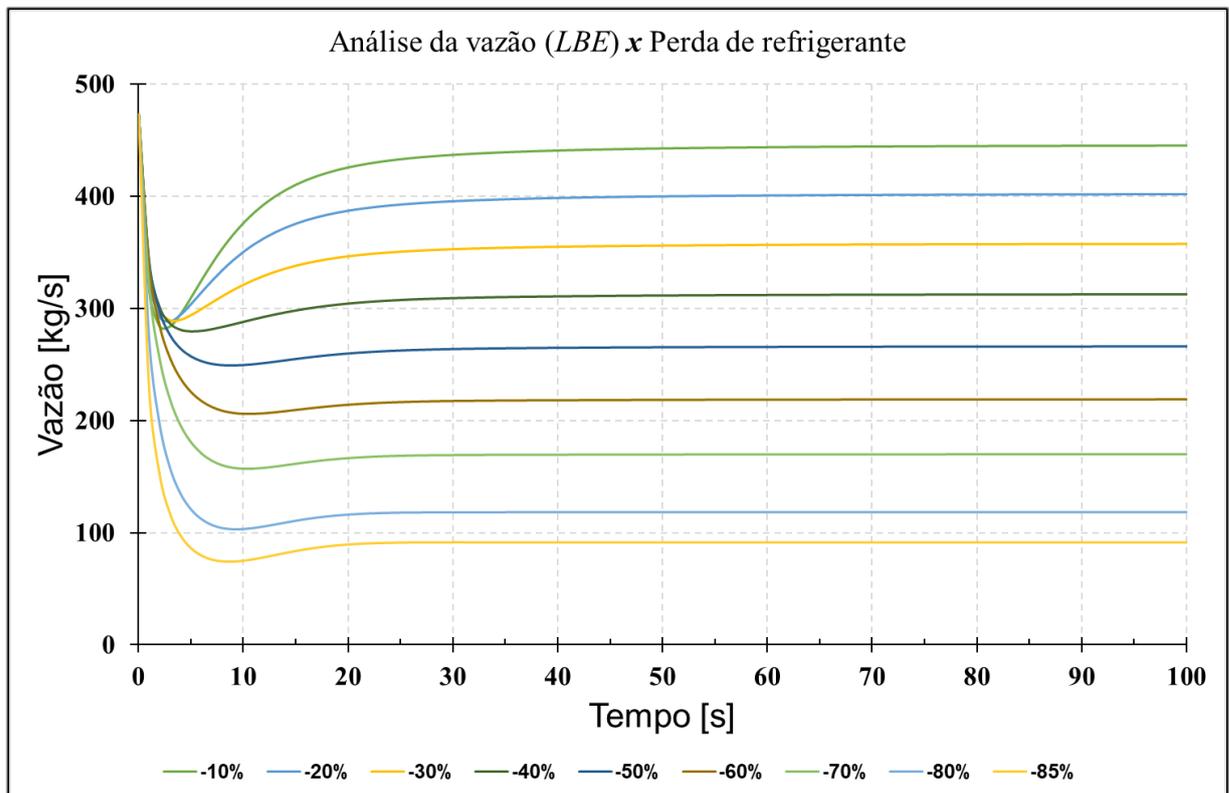
**Figura 4-29:** Análise das temperaturas LBE em função da perda de refrigerante para o THC 1(7)

Duas linhas pontilhadas foram indicadas. Na linha de cor laranja pontilhada inferior está representada a temperatura limite de operação para o LBE  $T_{op(T91)} \approx 823 \text{ K}$ , ponto a partir do qual problemas significativos associados à corrosão começam a aparecer. Já a linha pontilhada de cor vermelha superior, mostra o ponto de fusão ( $T_{fusão(316L)} \approx 1.644 \text{ K}$ ) para a liga AISI 316 L, que constitui grande parte dos componentes estruturais do reator MYRRHA mostrados na seção 2.4.3. Percebe-se que a perda de vazão de refrigerante da ordem de 85% leva o reator a um nível crítico de temperatura quase próximo a falhas catastróficas por fusão dos materiais estruturais. Já uma perda de 50% deixa o reator sujeito a forte degradação dos materiais por corrosão através da ação do LBE.

Uma consideração importante de ser feita em termos da análise dos transitórios desta seção é que foi tomado um canal termo-hidráulico THC 1(7) inteiro para se analisar as possíveis temperaturas críticas. Contudo, este mesmo canal possui dentro dele um arranjo que não gera calor e as temperaturas mostradas são uma média para o canal. Possivelmente, maiores

temperaturas poderiam ser observadas com uma discretização maior, mostrando que uma perda menor do que 50% de vazão de refrigerante, poderia ser suficiente para causar danos ao reator.

Por fim, a **Figura 4-30** mostra a vazão em função da diminuição da área de entrada do canal para os casos analisados.



**Figura 4-30:** Análise das vazões de *LBE* em função do tempo para o THC 1(7)

## 4.5. Resultados para 15 canais termo-hidráulicos

Os modelos propostos até então neste trabalho, elemento combustível, 1 e 7 THCs demonstraram com boa precisão o comportamento térmico do reator MYRRHA, quando comparados com dados de referência (SAROTTO et al., 2013; BRUYN et al., 2012; MORRESI, 2014; KOLOSZAR et al., 2015; SCK-CEN, 2011). Contudo, optou-se por aumentar ainda mais a discretização a fim de verificar a possibilidade de redução das diferenças encontradas.

Aqui há uma diferença em relação às seções anteriores, onde analisou-se o comportamento do sódio. A troca de refrigerante, LBE para Na, funcionou bem até no modelo de 7 THCs. Contudo, a partir do modelo de 15 THCs, a simulação com sódio já apresentou erros de convergência dentro dos cálculos do programa RELAP5-3D fazendo com que a simulação fosse abortada. Como a principal ideia de utilizar o sódio é fazer um exercício de comparação dos dois refrigerantes, não faz sentido alterar os dados de entrada no código para fazer com que a simulação com sódio funcione. Isso mudaria os modelos e perder-se-ia então a base de comparação. Então, para os modelos de 15 e 51 THCs não há comparação entre LBE e Na.

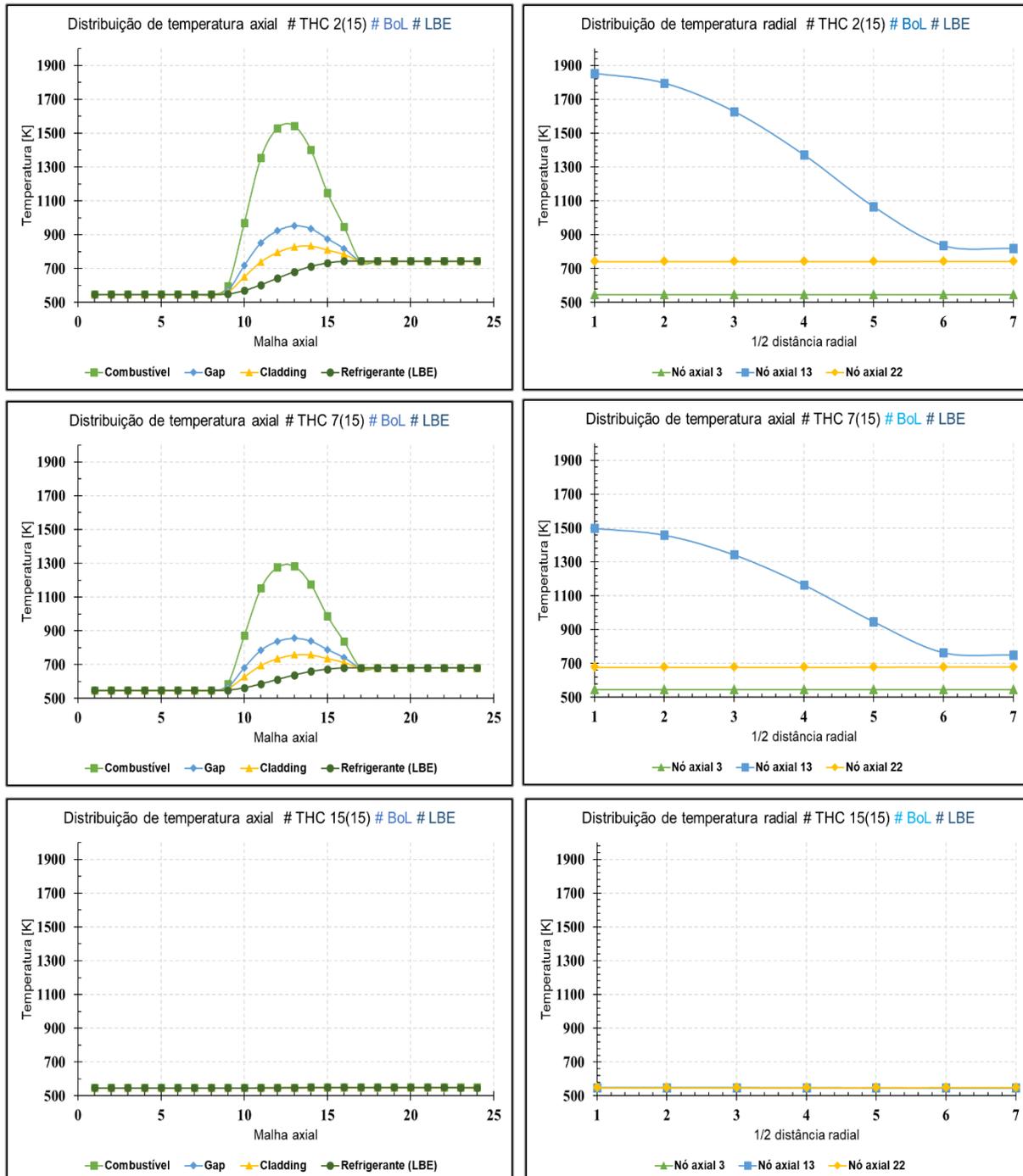
Os resultados estão divididos em duas partes, na primeira, análise dos principais resultados para o modelo proposto de 15 THCs e do modelo adaptado de Sarotto et al. (2013) para as condições de *BoL*, e na segunda parte, análise em *EoL*.

### 4.5.1. Análise dos resultados da simulação para 15 THCs utilizando LBE em *BoL*

A **Figura 4-35** mostra o esquema de distribuição de temperatura, tanto axial (dos volumes 1 ao 24) quanto radial (*meshes* 1 ao 7), para a estrutura de calor e para os canais termo-hidráulicos 2, 7 e 15. Optou-se por analisar estes canais pelos seguintes motivos: o THC 2(15) é central onde concentram-se as maiores temperaturas (**Figura 2-15**); o THC 7(15) é aquele que concentra maior potência (**Figura 3-14**); por fim, o THC 15(15) é um canal periférico formado por refletores. Nesta primeira parte, utilizou-se como refrigerante o LBE. A distribuição potência no início da vida útil (*BoL*) (**Figura 2-18**).

No THC 2(15), está o ponto de maior temperatura encontrado na simulação de sete canais, nó axial 12 ( $T_{13} \approx 1.853K$ ), resultado já esperado. A temperatura de saída do refrigerante foi de  $T_{saída} \approx 743 K$ , valor próximo à temperatura máxima registrada no reator de  $T_{saída} \approx 739 K$ , diferença de  $\sim 0,50\%$ , mostrando que o modelo de 15 THCs tem sensibilidade

suficiente para análise dos pontos críticos do sistema. Em comparação com o modelo adaptado de Sarotto et al. (2013) (Figura 3-11) a temperatura para este suposto canal  $T_{saída} \approx 739 K$ , uma diferença de apenas  $\sim 0,50\%$ .



**Figura 4-31:** Distribuição de temperatura para THC 2, 7 e 15 (LBE e BoL). Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita)

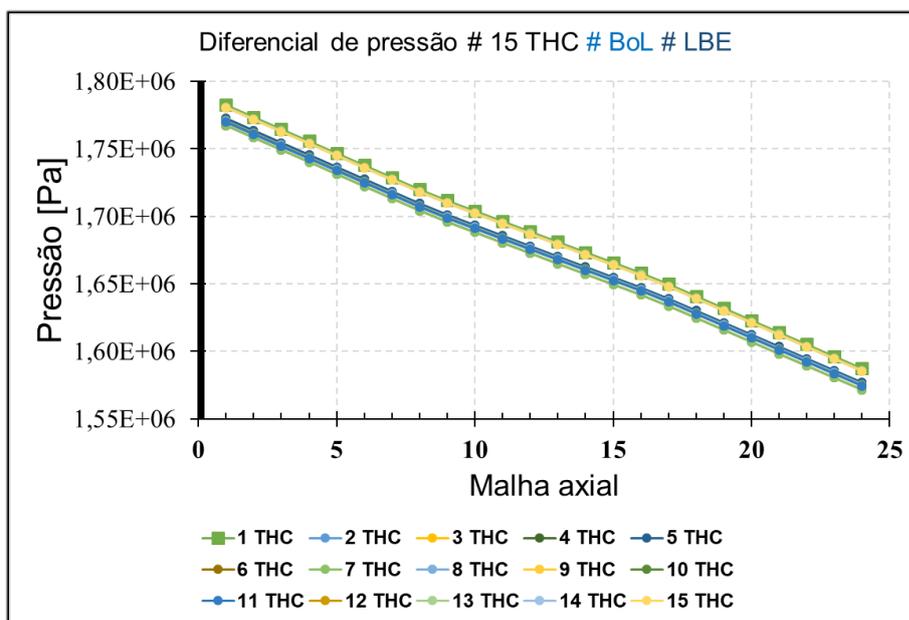
No THC 7(15), o ponto de maior temperatura está no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.499K$ ). A temperatura de saída do refrigerante foi de  $T_{saída} \approx 681 K$ . Em comparação com o modelo

adaptado de Sarotto et al. (2013) (**Figura 3-11**) a temperatura para este suposto canal  $T_{saída} \approx 698 K$ , uma diferença de  $\sim 2,5\%$ .

Para o THC 15(15), a temperatura encontrada é constante em todo o canal ( $T \approx 551K$ ) já que este é um canal composto por arranjos refletores. Há uma pequena geração de calor nestes canais advindos das reações nucleares dos nêutrons que sofrem espalhamento dentro da estrutura desses canais. A temperatura encontrada por Sarotto foi de  $T \approx 556K$ , uma diferença de apenas  $\sim 0,90\%$ .

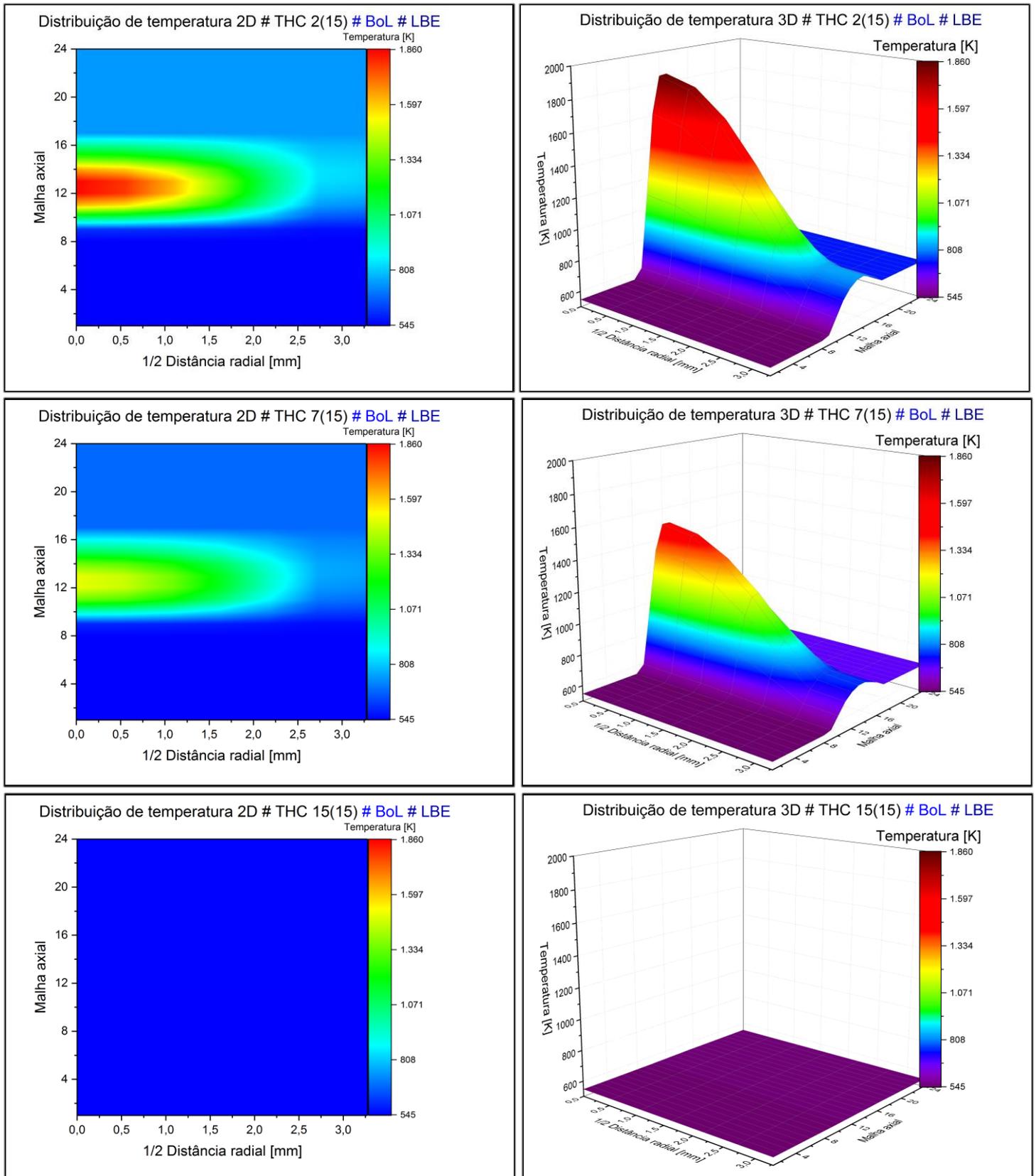
A **Figura 4-37** mostra o termográfico, em duas e três dimensões, para os canais THC 2(15), THC 7(15) e THC 15(15), onde é possível visualizar a distribuição de temperatura com maiores detalhes. A temperatura de saída do refrigerante do núcleo do reator foi de  $T_{saída} \approx 633 K$ .

A queda de pressão observado sete canais termo-hidráulicos foi de  $\sim 0,20 MPa$  como nas demais simulações havendo sutis diferenças entre eles como pode ser observado na **Figura 4-36**.



**Figura 4-32:** Queda de pressão para o modelo de 15 THCs representando (LBE e BoL)

Mais detalhes dos principais variáveis termo-hidráulicas encontradas nesta simulação estão presentes na **Tabela 4-11**.

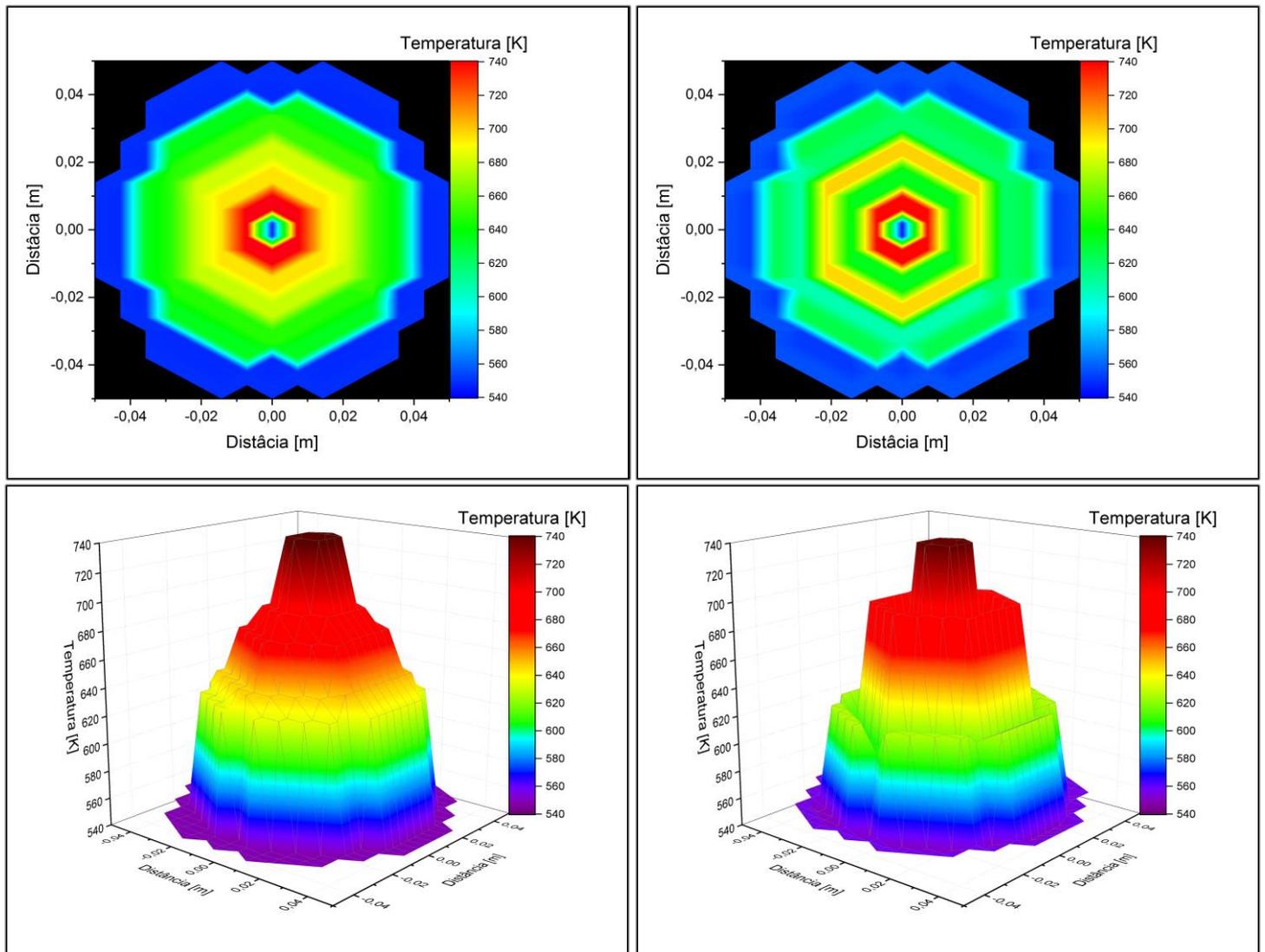


**Figura 4-33:** Distribuição de temperatura (2D e 3D) para os THCs 2(15), 7(15) e 15(15) (LBE e BoL).

**Tabela 4-11: Principais resultados para o modelo de 15 THC's (LBE e BoL)**

<b>Parâmetros</b>	<b>Condição (LBE e BoL)</b>
<b>THC 2(15)</b>	
Temperatura entrada [K]	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	743
Temp. máxima do revestimento [K]	833 (Axial 14, <i>Mesh</i> 7)
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	951 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.853 (Axial 13, <i>Mesh</i> 1)
Temperatura média combustível [K]	1.530 (Axial 12)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7715
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5758
Vazão no canal [kg/s]	216
<b>THC 7(15)</b>	
Temperatura entrada [K]	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	681
Temp. máxima do revestimento [K]	758 (Axial 13, <i>Mesh</i> 7)
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	856 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.499 (Axial 12, <i>Mesh</i> 1)
Temperatura média combustível [K]	1.282 (Axial 13)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7671
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5715
Vazão no canal [kg/s]	752
<b>THC 15(15)</b>	
Temperatura entrada [K]	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	551
Temp. máxima do revestimento [K]	***
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	***
Temperatura máxima combustível [K]	***
Temperatura média combustível [K]	***
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7806
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5854
Vazão no canal [kg/s]	550
Fonte: elaborado pelo autor	

A **Figura 4-38** mostra o termográfico com a distribuição de temperatura para o modelo de 15 THC's, em duas e três dimensões. Neste gráfico está contemplado a distribuição de temperatura em todo o reator. Também está colocado o mesmo gráfico para o modelo adaptado de Sarotto et al. (2013).



**Figura 4-34:** Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o modelo de 15 THC's. Modelo utilizando código RELAP5-3D (à esquerda) e modelo adaptado de Sarotto et al. (2013) utilizando código TRACE (à direita).

A **Tabela 4-12** mostra um resumo das comparações das temperaturas de saída do refrigerante (LBE) para os dois modelos.

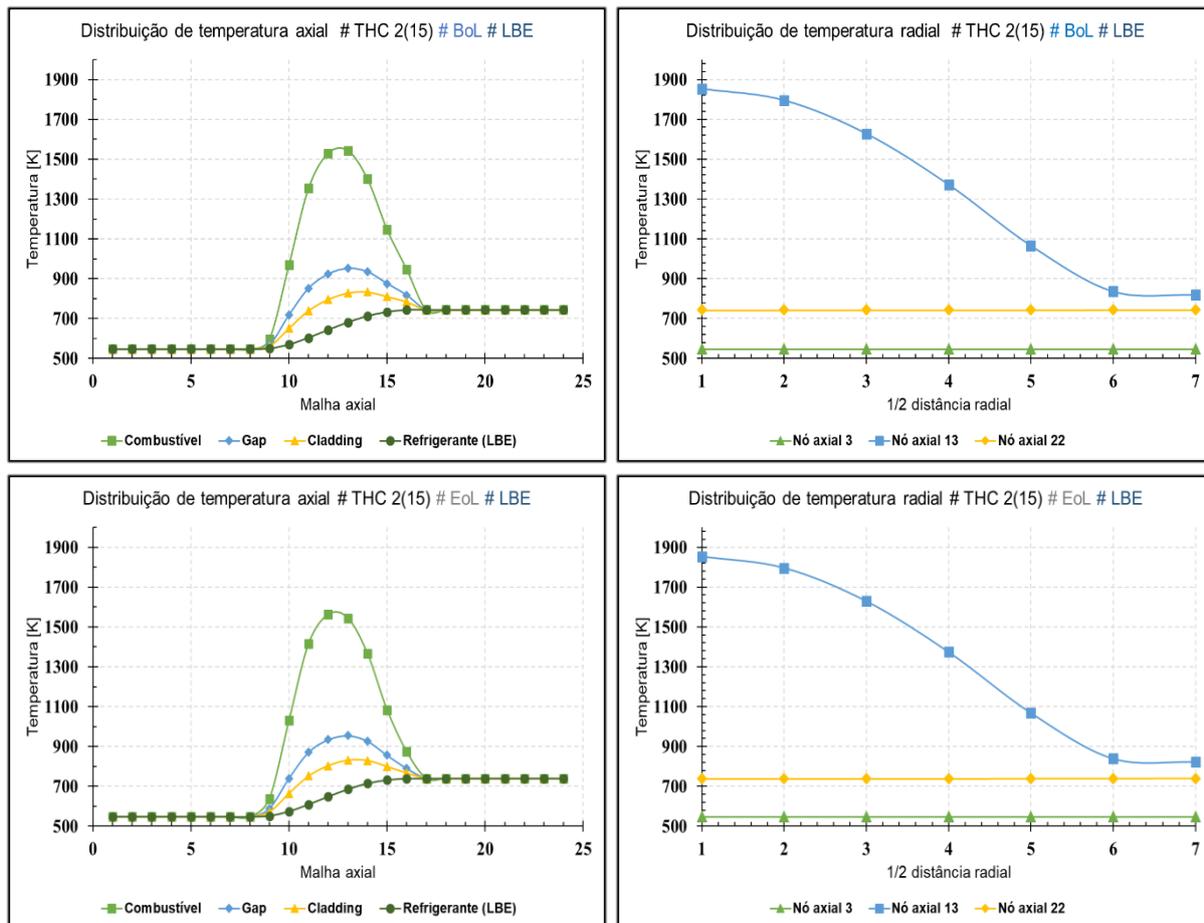
**Tabela 4-12: Comparações para as temperaturas de saída do refrigerante LBE (*BoL*) dos modelos proposto e adaptado de Sarotto, ambos para 15 THCs**

CANAIS	THC 1	THC 2	THC 3	THC 4	THC 5	THC 6	THC 7	THC 8
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo adaptado (MA)	543	739	739	635	635	697	698	606
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo proposto (MP)	546	743	743	695	695	679	681	647
Diferença (%) [MA – MP/MA] * 100	0,55	0,53	0,53	9,50	9,50	2,61	2,49	6,75
CANAIS	THC 9	THC 10	THC 11	THC 12	THC 13	THC 14	THC 15	MÉDIA
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo adaptado (MA)	619	625	626	551	551	556	556	<b>625</b>
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo proposto (MP)	651	635	636	549	549	551	551	<b>636</b>
Diferença (%) [MA – MP/MA] * 100	5,13	1,54	1,53	0,40	0,40	0,88	0,88	<b>2,88</b>

Fonte: elaborado pelo autor

#### 4.5.2. Análise dos resultados da simulação para 15 THCs utilizando LBE nas condições de *BoL* e *EoL*

A **Figura 4-39** mostra o esquema de distribuição de temperatura, tanto axial (dos volumes 1 ao 24) quanto radial (*meshes* 1 ao 7), no canal termo-hidráulico. Para facilitar a compreensão do texto e evitar repetir informações coincidentes, analisou-se somente o canal de maior temperatura para ambas as simulações, *BoL* e *EoL*, neste caso para o canal THC 2(15). Utilizou-se como refrigerante o LBE. Para a condição do combustível no início de vida útil (*BoL*) o ponto de maior temperatura encontrado foi no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.853K$ ). Já para a condição do combustível no fim de vida útil (*EoL*), o ponto de maior temperatura foi no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.893K$ ).



**Figura 4-35:** Distribuição de temperatura para 15 THCs (LBE) nas condições de *BoL* e *EoL*. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita)

A vazão mássica para o THC 2(15) em *BoL* ficou em ( $\dot{m} = \sim 216 \text{ kg/s}$ ), em *EoL* ficou em  $\dot{m} = \sim 220 \text{ kg/s}$ . Para o THC 7(15), em *BoL* o valor calculado foi de  $\dot{m} = \sim 752 \text{ kg/s}$ , em *EoL* ficou em  $\dot{m} = \sim 675 \text{ kg/s}$ . Por fim, para o canal THC 15(15), em *BoL* foi  $\dot{m} = \sim 550 \text{ kg/s}$ , em *EoL* foi de  $\dot{m} = \sim 616 \text{ kg/s}$ .

Outras variáveis, como a temperatura de saída do refrigerante e o diferencial de pressão não tiveram nenhuma alteração nas condições de *BoL* e *EoL* ( $T_{saída} \approx 633\text{K}$  e  $\sim 0,20 \text{ MPa}$ ). A **Figura 4-36** mostra o comportamento da pressão do fluido refrigerante (LBE) ao longo do canal termo-hidráulico para a condição em *BoL*, idêntica à condição em *EoL*.

A **Figura 4-40** mostra um termográfico, em duas e três dimensões, onde é possível visualizar com maiores detalhes a distribuição de temperatura do arranjo para a condição de *EoL* em comparação com *BoL*. Na **Tabela 4-13** contém os principais resultados das simulações em *BoL* e *EoL*.

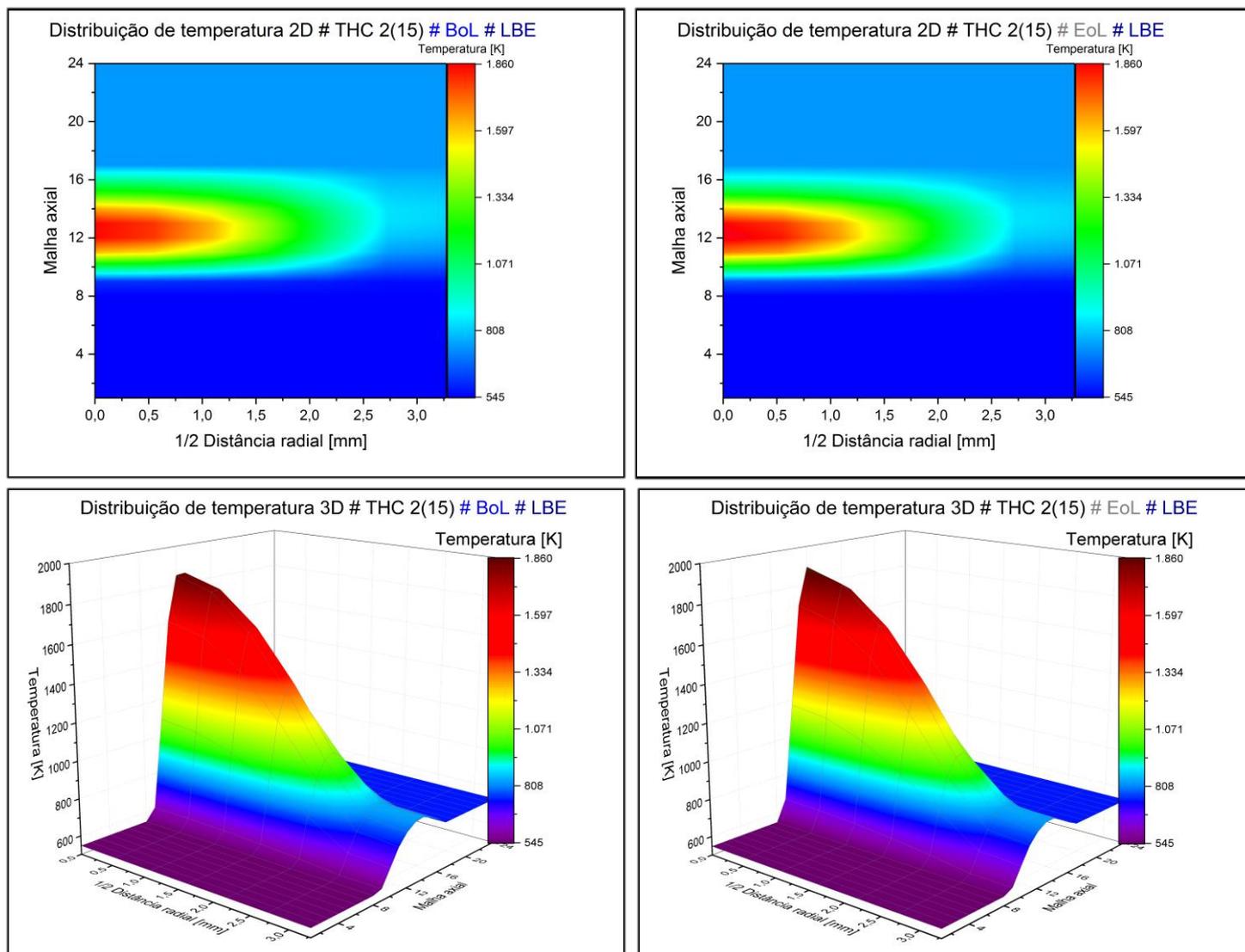


Figura 4-36: Distribuição de temperatura (2D e 3D) para THC 2(15) nas condições de BoL e EoL

Tabela 4-13: Principais resultados para o modelo de 15 THCs (LBE em BoL e EoL)

Parâmetros	Condição (LBE e BoL)	Condição (LBE e EoL)
<b>THC 2(15)</b>		
Temperatura entrada [K]	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	743	740
Temp. máxima do revestimento [K]	833 (Axial 14, Mesh 7)	831 (Axial 13, Mesh 7)
Temperatura máxima Gap [K]	951 (Axial 13, Mesh 6)	954 (Axial 13, Mesh 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.853 (Axial 13, Mesh 1)	1.893 (Axial 12, Mesh 1)
Temperatura média combustível [K]	1.530 (Axial 12)	1.562 (Axial 12)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7715	1,7714
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5758	1,5799
Vazão no canal [kg/s]	216	220

<b>THC 7(15)</b>		
Temperatura entrada [K]	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	681	680
Temp. máxima do revestimento [K]	758 (Axial 13, <i>Mesh</i> 7)	762 (Axial 13, <i>Mesh</i> 7)
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	856 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)	860 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.499(Axial 12, <i>Mesh</i> 1)	1.533(Axial 12, <i>Mesh</i> 1)
Temperatura média combustível [K]	1.282 (Axial 13)	1.302 (Axial 12)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7671	1,7670
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5715	1,5714
Vazão no canal [kg/s]	752	675
<b>THC 15(15)</b>		
Temperatura entrada [K]	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	551	557
Temp. máxima do revestimento [K]	***	***
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	***	***
Temperatura máxima combustível [K]	***	***
Temperatura média combustível [K]	***	***
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7806	1,7806
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5854	1,5854
Vazão no canal [kg/s]	550	616
Fonte: elaborado pelo autor		

## 4.6. Resultados para 51 canais termo-hidráulicos

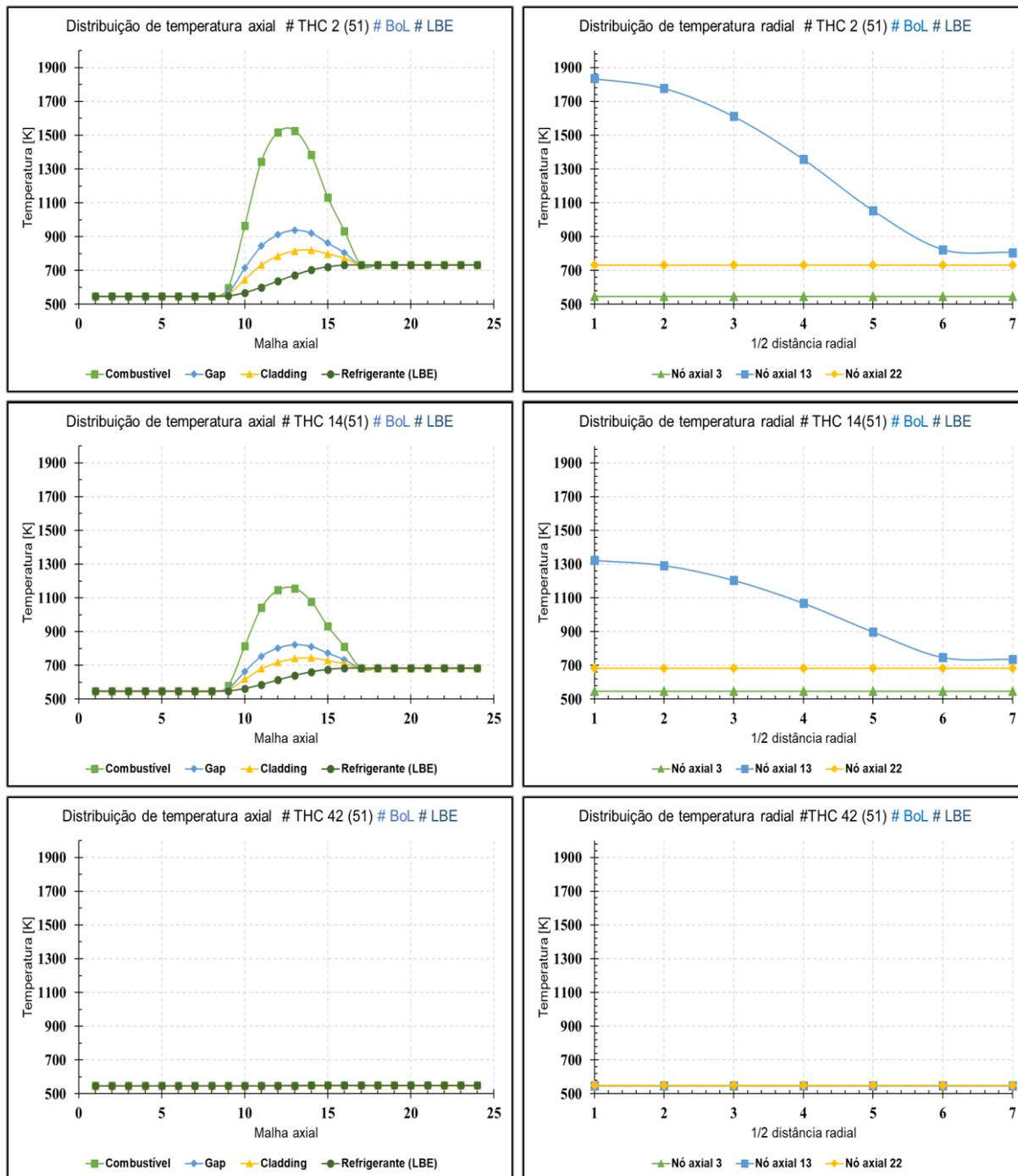
O estudo de sensibilidade da modelagem, considerou ainda um modelo com 51 THC's para simular o reator MYRRHA. O intuito principal é verificar como se comportam as variáveis estudadas, temperatura, pressão e vazão, com uma discretização ainda maior do núcleo. Até então, com o aumento da discretização dos modelos propostos em relação ao modelo adaptado de Sarotto et al. (2013) houve resultados favoráveis. Para o modelo de 1 THC a diferença foi bastante elevada, ficando em  $\sim 10,00\%$ , com 7 THC's, essa diferença média de temperaturas já reduziu consideravelmente, para  $\sim 5,47\%$  e, por fim, com o modelo de 15 THC's, esta diferença se reduziu para  $\sim 2,88\%$ .

Os resultados aqui estão divididos da mesma forma que foram divididos para o modelo de 7 THC. Na primeira, análise dos principais resultados para o modelo proposto de 51 THC's e do modelo adaptado de Sarotto et al. (2013) para as condições de *BoL*; na segunda parte análise em *EoL*.

### 4.6.1. Análise dos resultados da simulação para 51 THC's utilizando LBE em *BoL*

A **Figura 4-41** mostra o esquema de distribuição de temperatura, tanto axial (dos volumes 1 ao 24) quanto radial (*meshes* 1 ao 7), para os canais termo-hidráulicos 2, 7 e 15. Optou-se por analisar estes canais pelos seguintes motivos: o THC 2(51) é central onde concentram-se as maiores temperaturas e também é o canal de maior potência junto com o THC 3(15) (**Figura 2-15**) (**Figura 3-23**); o THC 14(51) que é um canal central dentro do modelo proposto (**Figura 3-20**); por fim, o THC 42(51) é um canal periférico formado por refletores. Nesta primeira parte, utilizou-se como refrigerante o LBE. O combustível foi simulado na condição de início de vida útil (*BoL*) (**Figura 2-18**).

No THC 2(15), está o ponto de maior temperatura encontrado na simulação de sete canais, nó axial 12 ( $T_{13} \approx 1.835K$ ), resultado já esperado. A temperatura de saída do refrigerante foi de  $T_{saída} \approx 732 K$ , valor próximo à temperatura máxima registrada no reator de  $T_{saída} \approx 739 K$ , diferença de  $\sim 0,90\%$ , mostrando que o modelo de 51 THC's tem sensibilidade suficiente para análise dos pontos críticos do sistema. Em comparação com o modelo adaptado



**Figura 4-37:** Distribuição de temperatura para os THCs 2(51), 14(51) e 42(51) (LBE e BoL). Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita)

de Sarotto et al. (2013) (Figura 3-20) a temperatura para este suposto canal  $T_{saída} \approx 739 K$ , uma diferença de apenas  $\sim 0,90\%$ .

No THC 14(51), o ponto de maior temperatura está no nó axial 13 ( $T_{13} \approx 1.322K$ ). A temperatura de saída do refrigerante foi de  $T_{saída} \approx 682 K$ . Em comparação com o modelo

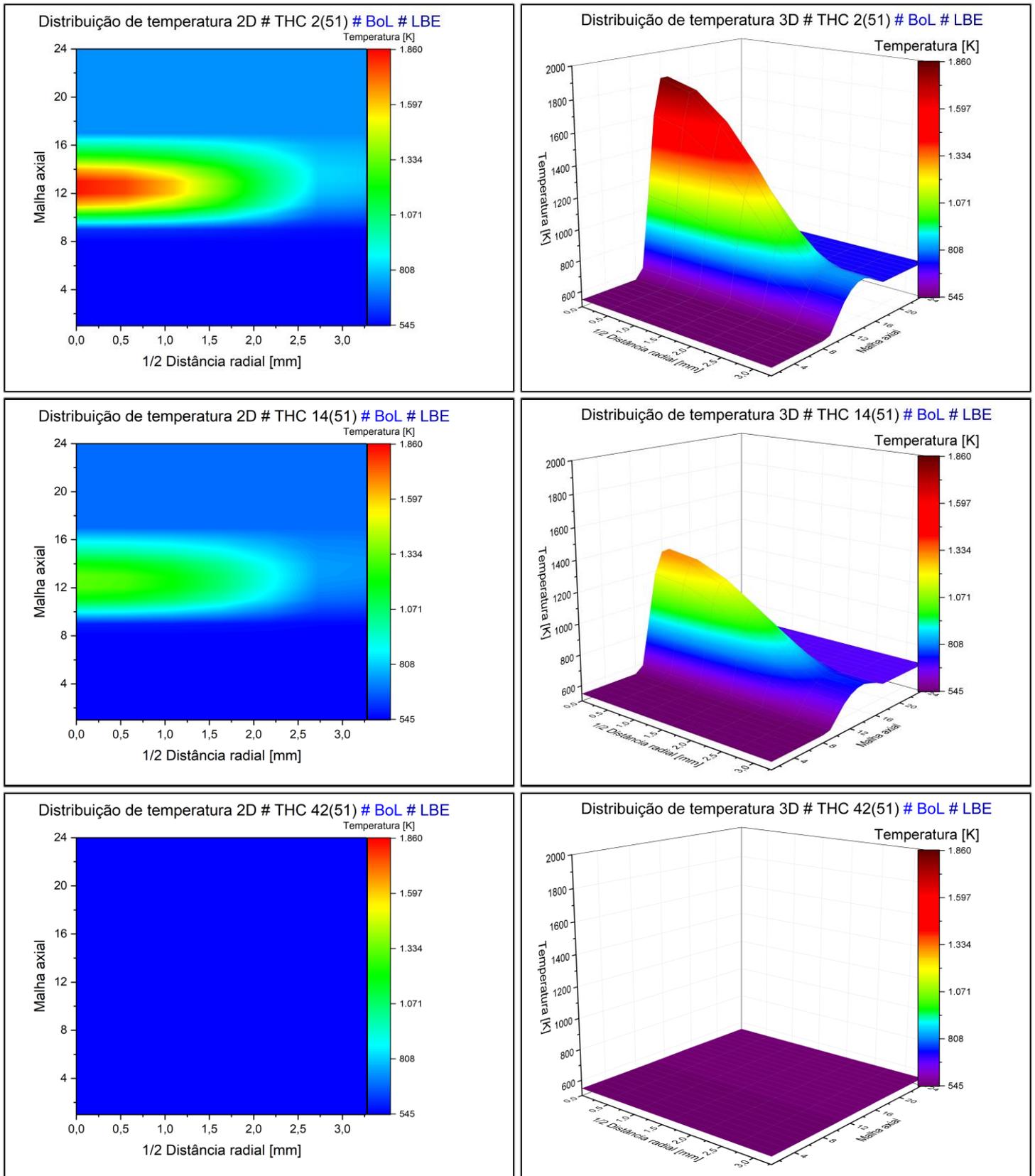
adaptado de Sarotto et al. (2013) (**Figura 3-20**) a temperatura para este suposto canal  $T_{saída} \approx 662 K$ , uma diferença de  $\sim 3,0\%$ .

Para o THC 42(51), a temperatura encontrada é constante em todo o canal ( $T \approx 551K$ ) já que este é um canal composto por arranjos refletores. Há uma pequena geração de calor nestes canais advindos das reações nucleares dos nêutrons que sofrem espalhamento dentro da estrutura desses canais. A temperatura encontrada por Sarotto foi de  $T \approx 556K$ , uma diferença de apenas  $\sim 0,90\%$ .

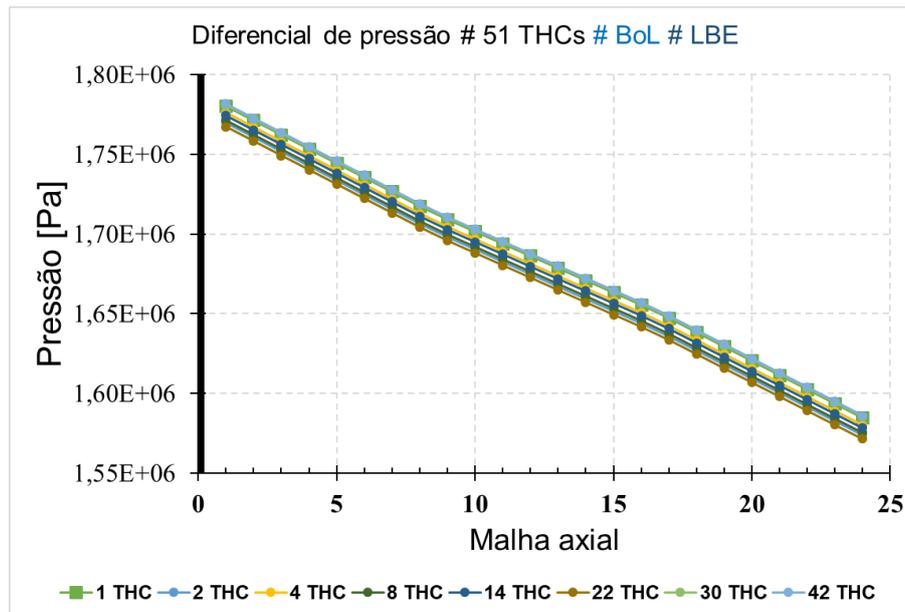
A **Figura 4-42** mostra o termográfico, em duas e três dimensões, para os canais THC 2(51), THC 14(51) e THC 42(51), onde é possível visualizar a distribuição de temperatura com maiores detalhes. A temperatura de saída do refrigerante do núcleo do reator foi de  $T_{saída} \approx 634 K$ .

A queda de pressão observado para os 51 canais termo-hidráulicos foi de  $\sim 0,20 MPa$  como nas demais simulações havendo sutis diferenças entre eles como pode ser observado na **Figura 4-43**.

Mais detalhes dos principais variáveis termo-hidráulicas encontradas nesta simulação estão presentes na **Tabela 4-14**.



**Figura 4-38:** Distribuição de temperatura (2D e 3D) para os THCs 2(51), 14(51) e 42(51) (LBE e BoL).



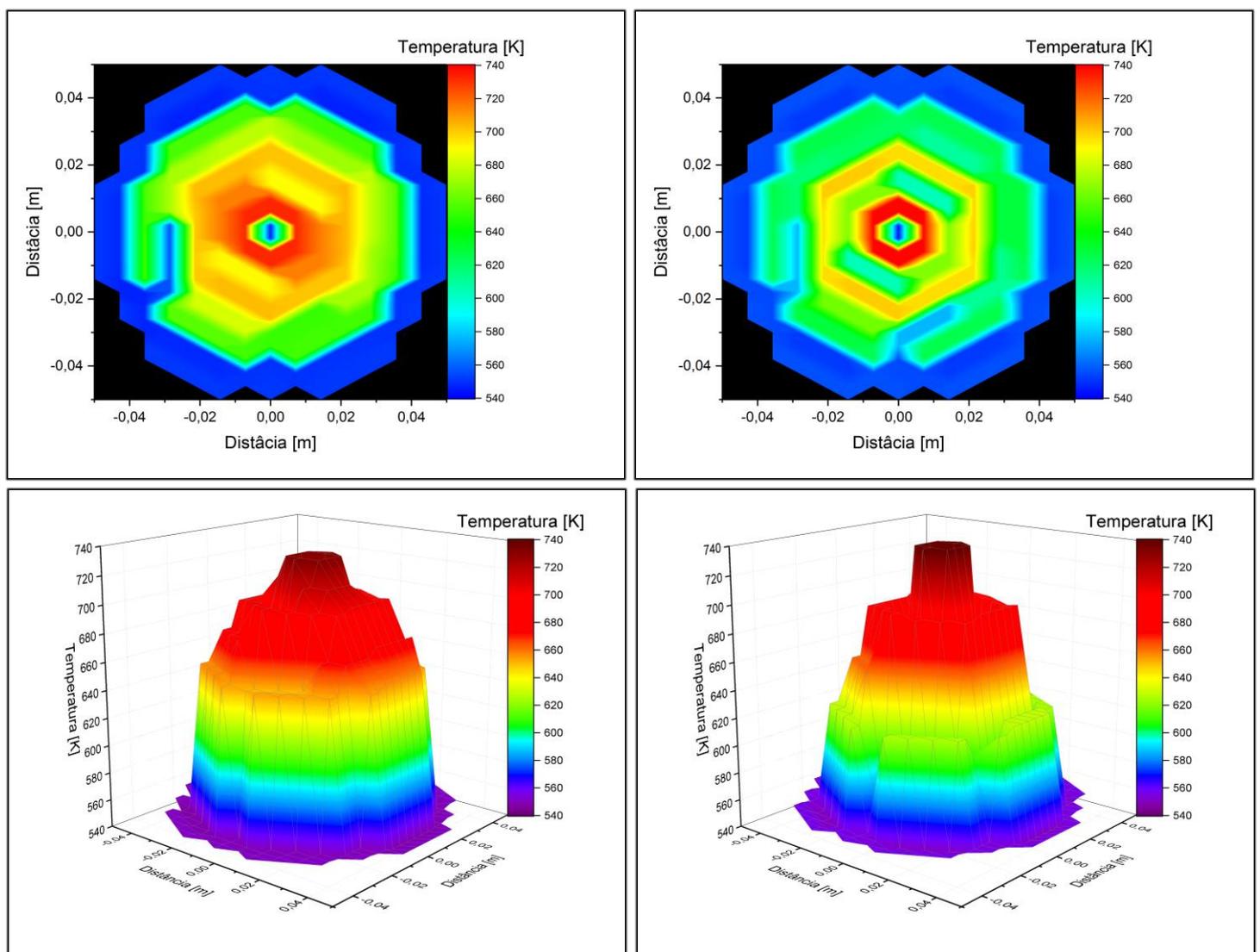
**Figura 4-39:** Queda de pressão para o modelo de 51 THC's representando os principais canais (LBE e BoL)

**Tabela 4-14: Principais resultados para o modelo de 51 THC's (LBE e BoL)**

Parâmetros	Condição (LBE e BoL)
<b>THC 2(51)</b>	
Temperatura entrada [K]	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	732
Temp. máxima do revestimento [K]	819 (Axial 14, Mesh 7)
Temperatura máxima Gap [K]	939 (Axial 13, Mesh 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.835 (Axial 13, Mesh 1)
Temperatura média combustível [K]	1.527 (Axial 13)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7803
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5847
Vazão no canal [kg/s]	229
<b>THC 14(51)</b>	
Temperatura entrada [K]	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	683
Temp. máxima do revestimento [K]	745 (Axial 14, Mesh 7)
Temperatura máxima Gap [K]	822 (Axial 13, Mesh 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.322 (Axial 13, Mesh 1)
Temperatura média combustível [K]	1.157 (Axial 13)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7743
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5784
Vazão no canal [kg/s]	204

<b>THC 42(51)</b>	
Temperatura entrada [K]	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	551
Temp. máxima do revestimento [K]	***
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	***
Temperatura máxima combustível [K]	***
Temperatura média combustível [K]	***
<hr/>	
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7817
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5861
<hr/>	
Vazão no canal [kg/s]	66
<hr/>	
Fonte: elaborado pelo autor	

A **Figura 4-44** mostra o termográfico com a distribuição de temperatura para o modelo de 51 THCs, em duas e três dimensões. Neste gráfico está contemplado a distribuição de temperatura em todo o reator. Também está colocado o mesmo gráfico para o modelo adaptado de Sarotto et al. (2013).



**Figura 4-40:** Distribuição de temperatura (2D e 3D) para o modelo de 51 THCs. Modelo utilizado código RELAP5-3D (esquerda) modelo adaptado de Sarotto et al. (2013) utilizando código TRACE (direita).

A **Tabela 4-15** mostra um resumo das comparações das temperaturas de saída do refrigerante (LBE) para os dois modelos.

**Tabela 4-15: Comparações para as temperaturas de saída do refrigerante LBE (BoL) dos modelos proposto e adaptado de Sarotto, ambos para 51 THCs**

CANAIS	THC 1	THC 2	THC 3	THC 4	THC 5	THC 6	THC 7	THC 8
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo adaptado (MA)	543	739	739	604	665	700	665	700
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo proposto (MP)	546	732	732	691	715	690	715	703
Diferença (%) $[MA - MP/MA] * 100$	0,55	0,96	0,96	14,32	7,45	14,24	7,45	0,49
CANAIS	THC 9	THC 10	THC 11	THC 12	THC 13	THC 14	THC 15	THC 16
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo adaptado (MA)	696	700	696	700	696	662	576	618
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo proposto (MP)	700	703	701	704	701	682	556	673
Diferença (%) $[MA - MP/MA] * 100$	0,57	0,49	0,71	0,63	0,71	2,98	3,51	8,96
CANAIS	THC 17	THC 18	THC 19	THC 20	THC 21	THC 22	THC 23	THC 24
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo adaptado (MA)	621	610	628	611	576	628	625	626
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo proposto (MP)	677	671	678	672	651	657	653	654
Diferença (%) $[MA - MP/MA] * 100$	9,04	10,09	8,01	10,02	12,97	4,57	4,52	4,47
CANAIS	THC 25	THC 26	THC 27	THC 28	THC 29	THC 30	THC 31	THC 32
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo adaptado (MA)	626	625	628	625	625	551	554	551
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo proposto (MP)	654	653	657	653	653	549	550	549
Diferença (%) $[MA - MP/MA] * 100$	4,47	4,52	4,57	4,55	4,55	0,40	0,78	0,40
CANAIS	THC 33	THC 34	THC 35	THC 36	THC 37	THC 38	THC 39	THC 40
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo adaptado (MA)	554	551	554	551	554	551	554	551
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo proposto (MP)	550	549	550	549	550	549	550	549
Diferença (%) $[MA - MP/MA] * 100$	0,87	0,40	0,87	0,40	0,87	0,40	0,87	0,40

CANAIS	THC 41	THC 42	THC 43	THC 44	THC 45	THC 46	THC 47	THC 48
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo adaptado (MA)	554	556	556	556	556	556	556	556
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo proposto (MP)	550	551	551	551	551	551	551	551
Diferença (%) [MA – MP/MA] * 100	0,87	0,88	0,88	0,88	0,88	0,88	0,88	0,88
CANAIS	THC 49	THC 50	THC 51	MÉDIA				
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo adaptado (MA)	556	556	556	<b>605</b>				
Temperatura de saída do refrigerante [K] Modelo proposto (MP)	551	551	551	<b>620</b>				
Diferença (%) [MA – MP/MA] * 100	0,88	0,88	0,88	<b>3,29</b>				

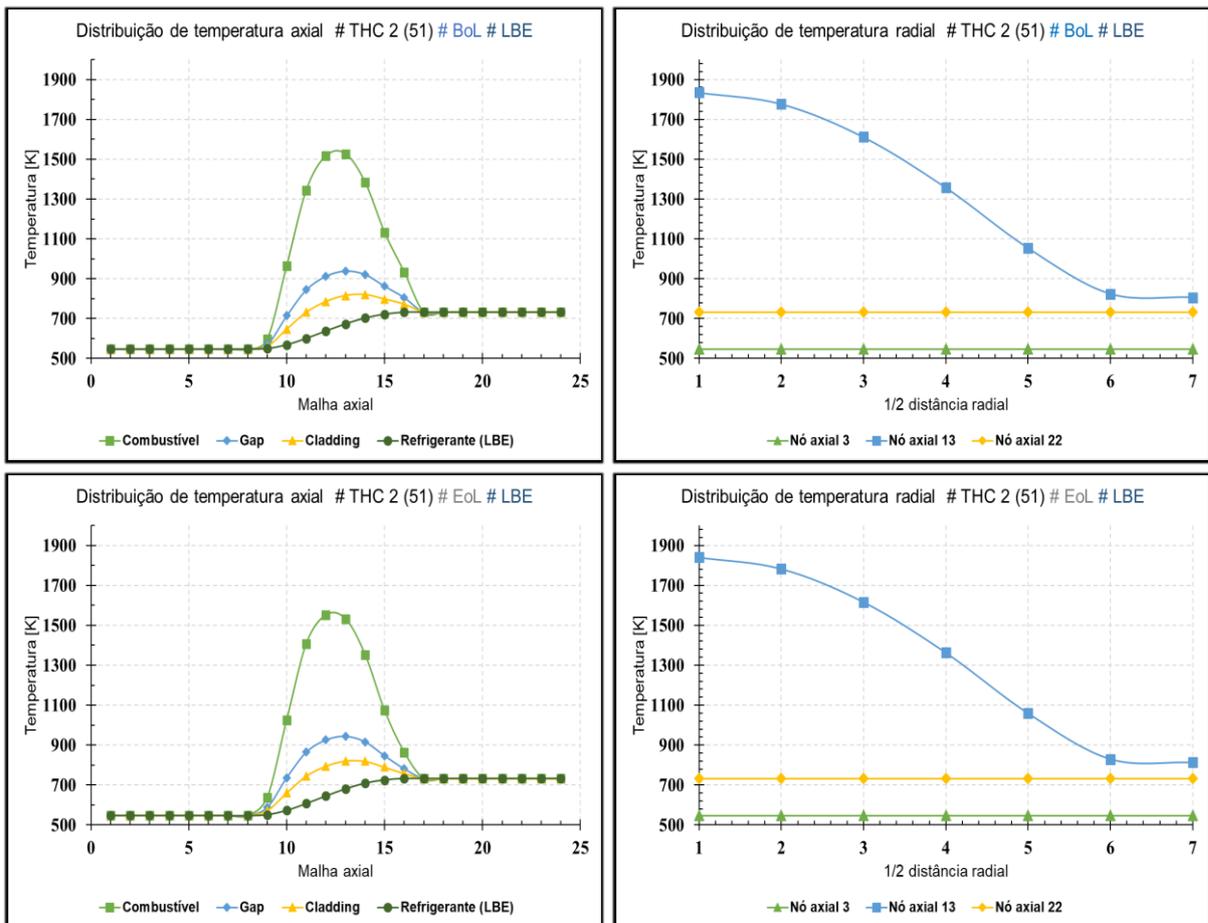
Fonte: elaborado pelo autor

#### 4.6.2. Análise dos resultados da simulação para 51 THCs utilizando LBE nas condições de *BoL* e *EoL*

A **Figura 4-45** mostra o esquema de distribuição de temperatura, tanto axial (dos volumes 1 ao 24) quanto radial (*meshes* 1 ao 7), no canal termo-hidráulico. Para facilitar a compreensão do texto e evitar repetir informações coincidentes, analisou-se somente o canal de maior temperatura para ambas as simulações, *BoL* e *EoL*, neste caso para o canal THC 2(15). Utilizou-se como refrigerante o LBE. O combustível foi simulado na condição de início de vida útil (*BoL*) assim como fim de vida útil (*EoL*) (**Figura 2-18**).

Para a condição do combustível no início de vida útil (*BoL*) o ponto de maior temperatura encontrado foi no nó axial 12 ( $T_{13} \approx 1.835K$ ). Já para a condição do combustível no fim de vida útil (*EoL*), o ponto de maior temperatura foi no nó axial 12 ( $T_{12} \approx 1.880K$ ).

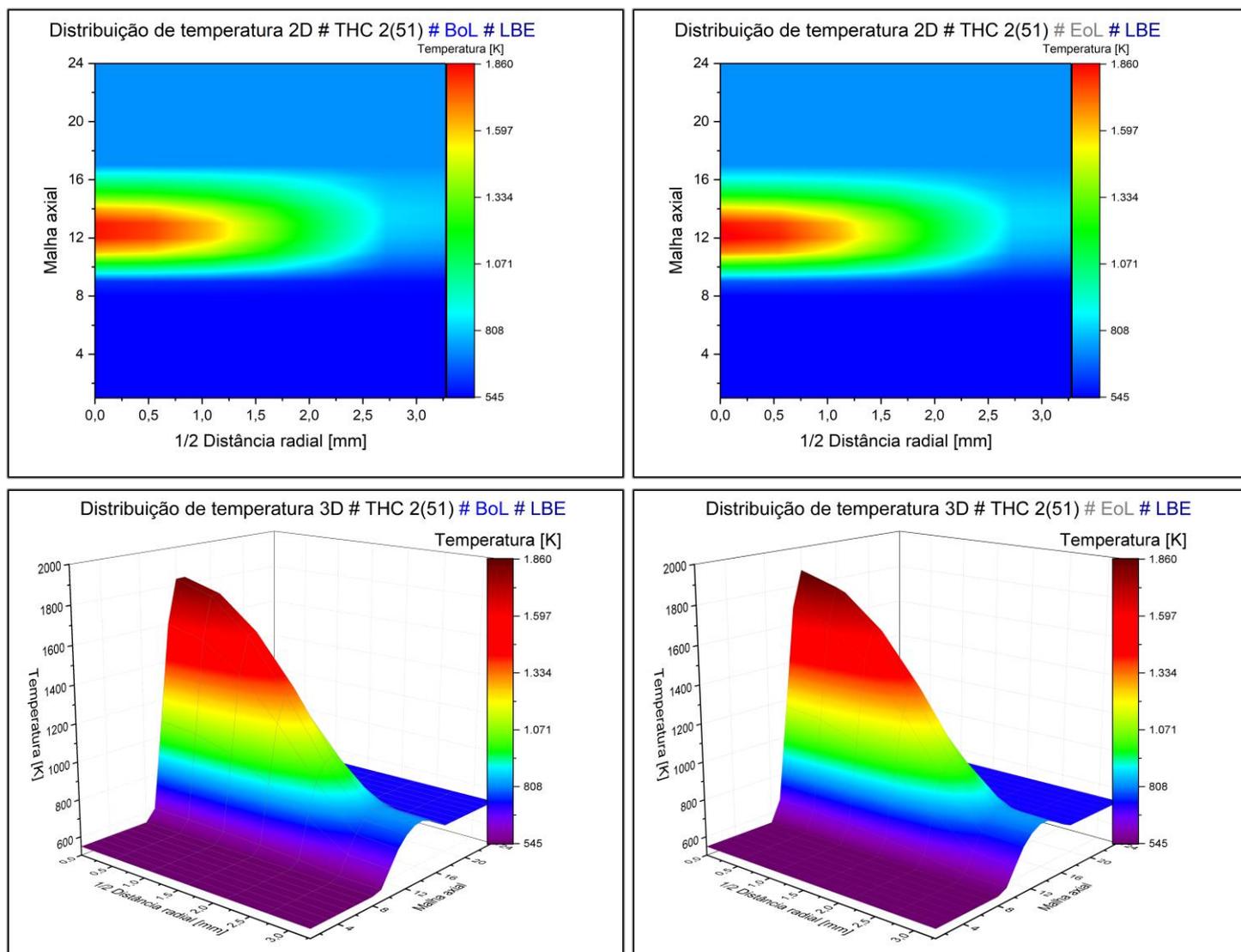
A vazão mássica para o THC 2(51) em *BoL* ficou em  $\dot{m} = \sim 229 \text{ kg/s}$ , em *EoL* ficou em  $\dot{m} = \sim 230 \text{ kg/s}$ . Para o THC 14(51), em *BoL* o valor calculado foi de  $\dot{m} = \sim 204 \text{ kg/s}$ , em *EoL* ficou em  $\dot{m} = \sim 205 \text{ kg/s}$ . Por fim, para o canal THC 42(51), em *BoL* foi  $\dot{m} = \sim 66 \text{ kg/s}$ , em *EoL* foi de  $\dot{m} = 66 \text{ kg/s}$ .



**Figura 4-41:** Distribuição de temperatura para 51 THCs (LBE) nas condições de *BoL* e *EoL*. Distribuição axial (esquerda) e distribuição radial (direita)

Outras variáveis, como a temperatura de saída do refrigerante e o diferencial de pressão não tiveram nenhuma alteração nas condições de *BoL* e *EoL* ( $T_{saída} \approx 634K$  e  $\sim 0,20 MPa$ ). A **Figura 4-43** mostra o comportamento da pressão do fluido refrigerante (LBE) ao longo do canal termo-hidráulico para a condição em *BoL*, idêntica à condição em *EoL*.

A **Figura 4-46** mostra um termográfico, em duas e três dimensões, onde é possível visualizar com maiores detalhes a distribuição de temperatura do arranjo para a condição de *EoL* em comparação com *BoL*. Na **Tabela 4-16** contém os principais resultados das simulações em *BoL* e *EoL*.



**Figura 4-42:** Distribuição de temperatura (2D e 3D) para THC 2(51) nas condições de *BoL* e *EoL*

**Tabela 4-16:** Principais resultados para o modelo de 51 THC's (LBE em *BoL* e *EoL*)

Parâmetros	Condição (LBE e <i>BoL</i> )	
	THC 2(51)	
Temperatura entrada [K]	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	732	732
Temp. máxima do revestimento [K]	819 (Axial 14, <i>Mesh</i> 7)	821 (Axial 13, <i>Mesh</i> 7)
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	939 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)	944 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.835 (Axial 13, <i>Mesh</i> 1)	1.880 (Axial 12, <i>Mesh</i> 1)
Temperatura média combustível [K]	1.527 (Axial 13)	1.551 (Axial 13)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7803	1,7700
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5847	1,5848
Vazão no canal [kg/s]	229	230

<b>THC 14(51)</b>		
Temperatura entrada [K]	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	683	682
Temp. máxima do revestimento [K]	745 (Axial 14, <i>Mesh</i> 7)	745 (Axial 13, <i>Mesh</i> 7)
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	822 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)	826 (Axial 13, <i>Mesh</i> 6)
Temperatura máxima combustível [K]	1.322(Axial 13, <i>Mesh</i> 1)	1.343(Axial 12, <i>Mesh</i> 1)
Temperatura média combustível [K]	1.157 (Axial 12)	1.166 (Axial 12)
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7743	1,7743
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5784	1,5784
Vazão no canal [kg/s]	204	204
<b>THC 42(51)</b>		
Temperatura entrada [K]	546	546
Temperatura de saída do refrigerante [K]	551	551
Temp. máxima do revestimento [K]	***	***
Temperatura máxima <i>Gap</i> [K]	***	***
Temperatura máxima combustível [K]	***	***
Temperatura média combustível [K]	***	***
Pressão entrada do canal [MPa]	1,7817	1,7817
Pressão de saída do canal [MPa]	1,5861	1,5861
Vazão no canal [kg/s]	66	66
Fonte: elaborado pelo autor		

---

---

## Capítulo 5: Conclusões

---

---

### 5.1. Conclusões

Neste trabalho, o código de análise termo-hidráulica RELAP5-3D foi utilizado para modelagem e simulação do comportamento do núcleo de um reator inovador utilizando dois tipos de refrigerantes, o LBE e o sódio. O sistema escolhido foi o reator belga MYRRHA pelo fato deste ser um dos principais da atualidade, ainda em desenvolvimento na Europa e, principalmente, por ser o que possui mais dados disponíveis na literatura para desenvolver a modelagem. Contudo, considerando que este reator ainda está em fase de projeto e existe uma proteção intelectual sobre ele, não foi possível obter todas as fontes bibliográficas necessárias de um único local. Isso de uma forma geral, teve impacto sobre os resultados, já que os dados foram coletados de fontes distintas.

Propôs-se dois tipos de regimes, estacionário (1 THC, 7 THCs, 15 THCs e 51 THCs) ou transitório (somente 7 THCs). Analisou-se a variação do número de canais, o tempo de vida do combustível, se início ou fim de vida útil ou também o refrigerante, se LBE ou Na (até 7 THCs). Também foi feita uma adaptação dos resultados apresentados por Sarotto et al. (2013) em modelos com canais termo-hidráulicos adaptados para critérios de simples comparação.

Os principais resultados deste trabalho foram os seguintes:

- ✚ Os modelos propostos tiveram êxito em representar a temperatura de saída e queda de pressão do fluido refrigerante (LBE) do reator. Em relação às temperaturas nos canais propostos, em comparação com o modelo adaptado, o percentual médio das diferenças ficou em: 0% (modelo arranjo unitário); 9,96% (1 THC); 5,47% (7 THCs); 2,95% (15 THCs); e, por fim, 3,29% (51 THCs). A comparação entre o modelo de 15 THCs e 51 THCs mostrou que para este modelo e este reator, não foi preciso tamanha discretização;
- ✚ Em termos do refrigerante utilizado, analisando estritamente as variáveis temperatura, vazão e pressão, o sódio se apresentou como melhor fluido refrigerante. Porém, outros critérios importantes foram ignorados, por exemplo, critérios neutrônicos. As diferenças percentuais médias das temperaturas de saída do refrigerante do reator obtidas com o sódio foram menores em: 22% (modelo

arranjo unitário); 12% (1 THC); e, também, 12% (7 THCs); para os demais modelos não foram feitas análises para o sódio;

- ✚ Em relação ao regime transitório; foram simuladas perdas de vazão de refrigerante gradativa para o THC 1(7) no modelo de 7 THCs. A principal conclusão mostrou que uma perda de vazão de refrigerante acima de 40% já traria problemas associados à alta corrosão do LBE.

Este foi um trabalho inicial, considerando somente a simulação do núcleo do reator. Como ampliação futura deste trabalho, poderão ser feitos refinamentos no modelo, considerando perdas de carga, rugosidade dos materiais, dentre outros. Uma modelagem completa deveria ser expandida para todo o reator, incluindo circuitos secundários e terciários, elementos estruturais e, especialmente as bombas do circuito primário que dariam uma noção mais precisa das variáveis termo-hidráulicas de vazão e pressão dentro do sistema por simular de forma mais realista a condição de escoamento do fluido refrigerante dentro do reator. Um outro trabalho extremamente relevante de se fazer, seria a simulação termo-hidráulica e neutrônica, simultaneamente, a fim de verificar com precisão a distribuição de potência e, conseqüentemente, das temperaturas dentro do reator. Este tipo de análise poderia ser combinado com outros tipos de *softwares* computacionais para realizar uma análise em três dimensões do reator.

Por fim, conclui-se que este trabalho de uma maneira geral cumpriu com o objetivo proposto de modelar o núcleo do reator MYRRHA utilizando o código RELAP5-3D fazendo uma análise térmica deste sistema.

---

---

## Referências

---

- ABDERRAHIM, A. H. et al. MYRRHA - A multi-purpose fast spectrum research reactor. **Energy Conversion and Management**, v. 63, p. 4–10, 2012.
- BARROS, G. et al. GANEX and UREX+ reprocessed fuels in ADS. **International Journal of Hydrogen Energy**, v. 41, n. 17, p. 7132–7138, 2016.
- BARROS, Graciane de Paula. Estudo inicial de um ADS para a produção de U utilizando o código MCNPX. 2009. 66 f. **Dissertação (Mestrado) - Curso de Ciências e Técnicas Nucleares, Engenharia Nuclear, Universidade Federal de Minas Gerais**, Belo Horizonte, 2009.
- BARROS, G. P. et al. Depletion evaluation of an ADS using reprocessed fuel. **International Journal of Hydrogen Energy**, v. 40, n. 44, p. 15148–15152, 2015.
- BRUYN, D. DE et al. The Fast-spectrum Transmutation Experimental Facility FASTEF : Main Design Achievements ( Part 2 : Reactor Building Design & Plant Layout ) Within **The FP7-CDT Collaborative Project Of The European Commission**. p. 2689–2694, 2012.
- BUCKINGHAM, S.; KEIJERS, S. MyrrhaFoam : A CFD model for the study of the thermal hydraulic behavior of MYRRHA. **Nuclear Engineering and Design**, v. 312, n. SEPTEMBER, p. 2237–2250, 2015.
- BURAKOV, B. E.; OJOVAN, M.; LEE, W. E. **Crystalline Materials for Actinide Immobilisation**. London: Imperial College Press, 2011.
- COSTA, A. L. Introdução ao Código de Análise Termo-Hidráulica RELAP5. Belo Horizonte. 2015. 32 p. **Apostila de aula**.
- FAZIO, C. et al. Handbook on Lead-bismuth Eutectic Alloy and Lead Properties. **Organisation for Economic Co-Operation and Development**, p. 15–23, 2015.
- FERNANDES, G. H. N. et al. Thermal Hydraulic Core Simulation of the MYRRHA Reactor in Steady State Operation. **International Nuclear Atlantic Conference**, 2017.
- FORUM, G. I. Annual Report 2015. 2015.
- HEUSDAINS, S.; ARIEN, B. APPLICATION OF THE RELAP5 / Pb-Bi CODE TO SAFETY STUDIES FOR THE ADS MYRRHA FACILITY. **Power**, p. 1073–1085, [s.d.].
- IAEA. Liquid Metal Coolants for Fast Reactors Cooled By Sodium, Lead, and Lead-Bismuth Eutectic. **Iaea Nuclear Energy Series**, n. NP-T-1.6, p. 24–30, 2012.
- INFORMATION SYSTEMS LABORATORIES, I. Relap5 / Mod3 .3 Code Manual Volume I : Code Structure , System Models , and Solution Methods. v. I, 2001.
- INL, L. I. N. RELAP5/MOD3 Code Manual Vol.1 Code Structure, System Models and Solution Methods. v. NUREG/CR55, n. October 2015, 2015.

INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY (IAEA). IAEA Annual Report 2015. **Iaea**, p. 159, 2015.

KONNO, K.; HIROSAWA, T. Melting temperature of mixed oxide fuels for fast reactors. **Journal of Nuclear Science and Technology**, v. 39, n. 7, p. 771–777, 2002.

LEE, B.; KOO, Y.; SOHN, D. Modelling of MOX fuel's thermal conductivity considering its microstructural heterogeneity. 2001.

MESINA, G. L. A History of RELAP Computer Codes. **Nuclear Science and Engineering**, v. 182, n. January, p. v–ix, 2016.

MORRESI, G. **Preliminary study of MYRRHA control system analysis**. [s.l.] Università di Pisa, 2014.

MOUROU, G. et al. The future is fibre accelerators. **Nature Photonics**, v. 7, n. 4, p. 258–261, 2013.

OHSHIMA, H.; KUBO, S. **Sodium-cooled fast reactor**. [s.l.] Elsevier Ltd, 2016.

PIORO, I. L. et al. **Handbook of Generation IV Nuclear Reactors**. [s.l.: s.n.].

POPOV, S. G. et al. Thermophysical Properties of MOX and UO<sub>2</sub> Fuels Including the Effects of Irradiation. **Ornl**, v. 0, p. 9–12, 2000.

RAMOS, Mario Cerrogrande. MODELAGEM E ANÁLISE TERMO-HIDRÁULICA DO REATOR LS-VHTR UTILIZANDO O CÓDIGO RELAP5-3D. 2017. 155 f. **Dissertação (Mestrado) - Curso de Ciências e Técnicas Nucleares, Engenharia Nuclear, Universidade Federal de Minas Gerais**, Belo Horizonte, 2017.

REVOL, J. P.; KADI, Y. An accelerator-Driven system for the destruction of nuclear waste. **Progress in Nuclear Energy**, v. 38, n. 1–2, p. 153–166, 2001.

SAKAMOTO, Y. et al. Selection of sodium coolant for fast reactors in the US, France and Japan. **Nuclear Engineering and Design**, v. 254, p. 194–217, 2015.

SAROTTO, M. et al. The MYRRHA-FASTEF cores design for critical and sub-critical operational modes (EU FP7 Central Design Team project). **Nuclear Engineering and Design**, v. 265, p. 184–200, 2013.

MULTI-PURPOSE hYbrid Research Reactor for High- tech Applications. Unkown: Sck, 2011. 34 slides, color. Disponível em: <[https://www.iaea.org/NuclearPower/Downloadable/Meetings/2012/2012-02-29-03-02-TM-FR/3\\_Matev.pdf](https://www.iaea.org/NuclearPower/Downloadable/Meetings/2012/2012-02-29-03-02-TM-FR/3_Matev.pdf)>. Acesso em: 20 mar. 2017.

SIEFKEN, L. J. et al. SCDAP/REIAP5/MOD 3.1 Code Manual MATPRO—A Library of Materials Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis. **NUREG/CR-6150 EGG-2720 Vol. 4**, v. 4, 1995.

VELASQUEZ, C. E. et al. Evaluation of subcritical hybrid systems loaded with reprocessed

fuel. **Annals of Nuclear Energy**, v. 85, p. 633–642, 2015.

VELASQUEZ, C. E. et al. Temperature sensitivity analysis for an ADS system using different nuclear data libraries. **International Journal of Energy Research**, n. August, p. 1–6, 2017.

WALLENIUS, J.; PILLON, S.; ZABOUDKO, L. Fuels for accelerator-driven systems. **Nuclear Instruments and Methods in Physics Research, Section A: Accelerators, Spectrometers, Detectors and Associated Equipment**, v. 562, n. 2, p. 625–629, 2006.

ZHANG, J. Lead-bismuth eutectic (LBE): A coolant candidate for Gen. IV advanced nuclear reactor concepts. **Advanced Engineering Materials**, v. 16, n. 4, p. 349–356, 2014.