INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Autarquia Associada à Universidade de São Paulo

Desenvolvimento de um programa computacional para análise do desempenho sob irradiação de placas combustíveis monolíticas de urânio-molibdênio em reatores de potência

REGIS REIS

Tese apresentada como parte dos requisitos para obtenção do Grau de Doutor em Ciências na Área de Tecnologia Nuclear - Reatores

Orientador:
Prof. Dr. Antonio Teixeira e Silva

São Paulo
2019

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Autarquia Associada à Universidade de São Paulo

Desenvolvimento de um programa computacional para análise do desempenho sob Irradiação de placas combustíveis monolíticas de urânio-molibdênio em reatores de potência

Versão Corrigida

Versão Original disponível no IPEN

REGIS REIS

Tese apresentada como parte dos requisitos para obtenção do Grau de Doutor em Ciências na Área de Tecnologia Nuclear - Reatores

Orientador:
Prof. Dr. Antonio Teixeira e Silva

São Paulo
2019

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho,
para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte

Como citar:

REIS, R. ***Desenvolvimento de um programa computacional para análise do desempenho sob irradiação de placas combustíveis monolíticas de urânio-molibdênio em reatores de potência*** . 2019. 139 p. Tese (Doutorado em Tecnologia Nuclear), Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, IPEN-CNEN/SP, São Paulo.
Disponível em: (data de consulta no formato: dd/mm/aaaa)

Ficha catalográfica elaborada pelo Sistema de geração automática da Biblioteca IPEN/USP,
com os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

Reis, Regis
Desenvolvimento de um programa computacional para análise do desempenho sob irradiação de placas combustíveis monolíticas de urânio-molibdênio em reatores de potência / Regis Reis; orientador Antonio Teixeira e Silva. -- São Paulo, 2019.
139 p.

Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Tecnologia Nuclear (Reatores) -- Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, 2019.

1. Desempenho do combustível nuclear. 2. Placa de combustível de urânio-molibdênio. 3. Reatores de potência. 4. Simulação computacional. I. Silva, Antonio Teixeira e, orient. II. Título.

Dedico este trabalho aos meus pais Dirceu e Alzira, à minha esposa Edimara, às minhas irmãs Suely e Patrícia e ao meu irmão Reinaldo pelo apoio que recebi.

AGRADECIMENTOS

Ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN/CNEN-SP) e à Universidade de São Paulo (USP) pelo fornecimento de salas e equipamentos utilizados e aos professores da Comissão de Pós-graduação que foram essenciais para meu aprendizado.

Ao Centro de Tecnologia da Marinha de São Paulo (CTM-SP) pelo fornecimento de salas e equipamentos.

Ao Prof. Dr. Antonio Teixeira e Silva pela sua orientação, ensinamentos, paciência e dedicação, que foram fundamentais para a conclusão do presente trabalho.

Ao Prof. Dr. Miguel Mattar Neto pelo apoio e ensinamentos fornecidos durante o desenvolvimento do trabalho.

Aos colegas do Centro de Tecnologia da Marinha – SP pelo apoio, ajuda e colaboração durante a elaboração do trabalho.

Aos colegas e amigos da Universidade Metodista de São Paulo pelos conselhos, lições e, principalmente, pelo apoio e encorajamento.

E, em especial, aos meus pais Alzira e Dirceu, à minha esposa Edimara, às minhas irmãs Suely e Patrícia e ao meu irmão Reinaldo, os quais sempre me apoiaram durante todos esses anos.

“Tudo aquilo que o homem ignora, não existe para ele. Por isso, o universo de cada um se resume ao tamanho de seu saber.”

Albert Einstein

FOLHA DE APROVAÇÃO

Autor: Regis Reis

Título: Desenvolvimento de um programa computacional para análise do desempenho sob Irradiação de placas combustíveis monolíticas de urânio-molibdênio em reatores de potência.

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Tecnologia Nuclear da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Doutor em Ciência.

Data: _____ /_____ /_____

Banca Examinadora

Prof. Dr. _____

Instituição: _____ Julgamento: _____

Prof. Dr. _____

Instituição: _____ Julgamento: _____

Prof. Dr. _____

Instituição: _____ Julgamento: _____

Prof. Dr. _____

Instituição: _____ Julgamento: _____

RESUMO

REIS, Regis. ***Desenvolvimento de um programa computacional para análise do desempenho sob irradiação de placas combustíveis monolíticas de urânio-molibdênio em reatores de potência***. 2019. 139 p**.** Tese (Doutorado em Tecnologia Nuclear) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares) – IPEN – CNEN/SP. São Paulo

O objetivo deste trabalho é desenvolver um programa computacional para a análise do desempenho de placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio quando submetidas a condições operacionais de regime permanente em reatores refrigerados a água leve pressurizada. Como resultado deste esforço, foi desenvolvido o programa computacional PADPLAC-UMo, o qual realiza análise térmica e mecânica em placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio levando em consideração os fenômenos físicos, químicos e os efeitos da irradiação aos quais essas placas de combustível se encontram submetidas em condições operacionais de regime permanente.

O programa PADPLAC-UMo foi desenvolvido de acordo com a técnica de programação estruturada e utilizando a linguagem de programação FORTRAN 2003. A verificação dos resultados obtidos pelo programa foi realizada por meio da comparação dos resultados fornecidos pelo código com dados obtidos por meio da literatura, que se mostraram extremamente escassos. Devido a este fato, a verificação do código foi complementada por meio de cálculos analíticos e de dados fornecidos por simulações computacionais executadas com o programa de elementos finitos ANSYS. A verificação dos resultados fornecidos pelo código mostrou que os modelos implementados até o presente momento fornecem resultados compatíveis com os dados obtidos por meio de cálculos analíticos e por simulações computacionais com o do programa ANSYS.

Palavras-chave: desempenho do combustível nuclear, simulação computacional, reatores de potência.

ABSTRACT

REIS, Regis. ***Development of a computer code for performance analysis of monolithic uranium-molybdenum fuel plates under irradiation in power reactors***. 2019. 139 p. Tese (Doutorado em Tecnologia Nuclear) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares) – IPEN – CNEN/SP. São Paulo

The objective of this work is the development of a computer program to analyze the performance of monolithic fuel plates of uranium-molybdenum when subjected to operating conditions under steady state in pressurized light water reactors. As a result of this effort, it was developed the computer program PADPLAC-UMo, which perform thermal and mechanical analysis of uranium-molybdenum monolithic fuel plates taking into account the physical, chemical and irradiation effects which these fuels plates are subjected in operating conditions under steady state.

The PADPLAC-UMo program was developed according to structured programming technique and using the FORTRAN 2003 programming language. The verification of the results provided by the program was performed by comparing the results provided by the code with data obtained from the literature, which proved to be extremely scarce. Due to this fact, the verification of the code was complemented by means of analytical calculations and data provided by computational simulations executed with the ANSYS finite element program. The verification of the results provided by the code showed that the models implemented provide results compatible with the data obtained through analytical calculations and computational simulations using the ANSYS program.

Key words: nuclear fuel performance, computational simulation, power reactors.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 Circuitos primário, secundário e terciário de um reator de água Leve pressurizada – PWR 07

Figura 2.2 Elemento de combustível típico de um reator PWR 09

Figura 2.3 Vareta de combustível tipicamente utilizada em reatores PWR 10

Figura 2.4 Ilustração esquemática de uma placa de combustível de dispersão de urânio-molibdênio 12

Figura 2.5 Ilustração esquemática de uma placa de combustível monolítica de urânio-molibdênio 12

Figura 2.6 Progressão dos testes de irradiação de micro e mini placas de U-Mo (posição em outubro de 2011) 13

Figura 2.7 Progressão dos testes de irradiação de micro e mini placas de U-Mo (posição em outubro de 2015) 14

Figura 2.8 (a) Radiografia do corpo de prova após processo de laminação à quente (b) Seção transversal da placa mostrando as placas de revestimento e o núcleo monolítico de UMo. (c) Micrografia da interface cerne-UMo/ revestimento-Al após uma queima de aproximadamente 80% 17

Figura 2.9 Figura 2.9 – Metalografia na região de falha da placa de combustível do experimento FUTURA 19

Figura 2.10 Metalografia do experimento FUTURA mostrando o resultado da interação (UMo)Alx em torno das partículas de UMo, formando inicialmente porosidades de forma lenticular e, posteriormente o descolamento do cerne da matriz 19

Figura 2.11 Micrografia do cerne de combustível do experimento IRIS-2 mostrando porosidades na interface da matriz de alumínio com as partículas de U-Mo 20

Figura 2.12 Forma de falha nas placas de combustível utilizadas no experimento IRIS-2 21

Figura 2.13 Inchamento médio em função da queima para as mini placas de UMo monolíticas irradiadas no experimento RERTR-7 22

Figura 2.14 Placa L2F030 (U-10Mo) com espessura do cerne de 500 µm, a qual apresentou delaminação entre o combustível e o revestimento 22
Figura 2.15 Surgimento de bolhas na interface combustível/revestimento das mini placas irradiadas a altas queimas no experimento RERTR-7 23
Figura 2.16 Inchamento da placa monolítica de UMo utilizada no experimento RERTR-8 (medido por meio da alteração da espessura da placa) 24
Figura 2.17 Formação de bolhas na interface combustível/revestimento de uma placa monolítica de UMo utilizada no experimento RERTR-8 25
Figura 2.18 Aparecimento de bolhas na interface do cerne de UMo com a lâmina de alumínio AL 4043 (densidade média de fissão de $6,1x10^{21}$ fissões/cm^3) 26
Figura 2.19 Pequena incidência de bolhas na interface do cerne de UMo com revestimento de alumínio AL 6061 quando aplicada entre eles a barreira de difusão de zircônio (densidade média de fissão de $7,6x10^{21}$ fissões/cm^3) 26
Figura 2.20 Aparecimento de *blisters* na região frontal (imagem superior) traseira (imagem inferior da placa L1P10T. (densidade de fissão: média = $5.71x10^{21}$ fissões/cm^3 com pico = $12.1x10^{21}$ fissões/cm^3) 28
Figura 2.21 Aparecimento de blisters na região frontal (imagem superior) traseira (imagem inferior da placa L1P10T. (densidade de fissão: média = $5.71x10^{21}$ fissões/cm^3 com pico = $12.1x10^{21}$ fissões/cm^3) 29
Figura 2.22 Aparecimento de folga na interface combustível/barreira de zircônio 29
Figura 2.23 Condições normais da interface combustível/barreira de zircônio 30
Figura 3.1 Fluxograma com os blocos básicos que constituem o programa computacional PADPLAC-UMo 33
Figura 3.2 Fluxograma do programa computacional PADPLAC-UMo 34
Figura 3.3 Planos de referência utilizados nos modelos desenvolvidos para o código PADPLAC-UMo 36
Figura 3.4 Distribuição axial de potência no núcleo de um reator PWR típico 37
Figura 3.5 Distribuição longitudinal e lateral de potência em uma placa de combustível 38
Figura 3.6 Distribuição aproximada do fluxo axial idealizado em núcleos de reatores térmicos 40

Figura 3.7 Curva do fator de canal quente (F_Z^N) pela razão L'/L_0 42
Figura 3.8 Segmentação da altura ativa da placa de combustível 43
Figura 3.9 Não coincidência entre os nós longitudinais e os pares (q,z) 44
Figura 3.10 Interpolação para a determinação de q´ em um determinado nó longitudinal 44
Figura 3.11 Distribuição de temperaturas na seção transversal da placa de combustível 46
Figura 3.12 Condição utilizada para a determinação da temperatura do refrigerante em um determinado nó longitudinal 47
Figura 3.13 Representação esquemática do comportamento à corrosão do Zircaloy-4 no intervalo de temperaturas de 250 a 400 ºC 54
Figura 3.14 Contato idealizado entre as interfaces do combustível e do revestimento 57
Figura 3.15 Queda de temperatura devido à resistência térmica de contato na interface combustível/revestimento 57
Figura 3.16 Formação de bolhas na interface combustível/revestimento..... 59
Figura 3.17 Contato parcial entre as interfaces do combustível e do revestimento 59
Figura 3.18 Condição simplificada e idealizada para determinação da queda de temperatura na interface combustível-revestimento em função do surgimento de bolhas 60
Figura 3.19 Representação esquemática da resistência da interface combustível/ revestimento 61
Figura 3.20 Surgimento da folga (gap) entre as superfícies do combustível e do revestimento 63
Figura 3.21 Evolução da microestrutura do combustível monolítico de U10Mo com revestimento composto (camada de Zr + alumínio) em função da densidade de fissão (1027 f/m^3) 64
Figura 3.22 Representação da meia espessura do cerne de combustível 65
Figura 3.23 Divisão em nós transversais da meia espessura do cerne de combustível 66
Figura 3.24 Liberação de gás de fissão nos experimentos FD4 (a) e FDR (b) (RERTR-12) 68

Figura 3.25 Liberação de gás de fissão no U10Mo não considerando a existência do revestimento 69
Figura 3.26 Variação da densidade do combustível UMo em função da fração de molibdênio existente na mistura 71
Figura 3.27 – Tensões e deflexão em uma placa engastada nas quatro bordas 73
Figura 3.28 Expansão térmica do UMo em função da temperatura 76
Figura 4.1 Estrutura de testes de software 80
Figura 4.2 Arquivo de entrada do programa PADPLAC-UMo para o caso de teste em questão 85
Figura 4.3 Dimensões relativas aos nós longitudinais de placa de combustível 87
Figura 4.4 Áreas relativas aos nós longitudinais da placa de combustível 89
Figura 4.5 Dados relativos à potência aplicada à placa de combustível fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo 89
Figura 4.6 Principais temperaturas na placa de combustível fornecidas pelo programa PADPLAC-UMo 96
Figura 4.7 Valores de a e b utilizados para o cálculo das tensões térmicas no cerne de combustível e no revestimento 99
Figura 4.8 Saída do programa computacional PADPLAC-UMo com resultados referentes à queima, produção e liberação de gases de fissão e tensões no combustível e revestimento 100
Figura 4.9 Distribuição da densidade de potência máxima utilizada por ANDRZEJEWSKI (2005) 102
Figura 4.10 Arquivo de dados de entrada para o programa PADPLAC-UMo com condições equivalentes às utilizadas por ANDRZEJEWSKI (2005) 104
Figura 4.11 Dados relativos à potência aplicada à placa de combustível Fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo para o caso de teste ANDRZEJEWSKI (2005) 104
Figura 4.12 Principais temperaturas na placa de combustível fornecidas pelo programa PADPLAC-UMo para o caso de teste ANDRZEJEWSKI (2005) 105
Figura 4.13 Principais temperaturas na placa de combustível fornecidas por ANDRZEJEWSKI (2005) 105

Figura 4.14 Comparação entre as temperaturas do refrigerante obtidas pelo programa PADPLAC-UMo e pelos cálculos realizados por ANDRZEJEWSKI (2005) 106
Figura 4.15 Comparação entre as temperaturas externas do revestimento obtidas pelo programa PADPLAC-UMo e pelos cálculos realizados por ANDRZEJEWSKI (2005) 107
Figura 4.16 Comparação entre as temperaturas da região central do cerne de combustível obtidas pelo programa PADPLAC-UMo e pelos cálculos realizados por ANDRZEJEWSKI (2005) 108
Figura 4.17 Arquivo de dados de entrada para o programa PADPLAC-UMo com condições equivalentes às utilizadas por SANTOS (2019) 114
Figura 4.18 Dados relativos à potência aplicada à placa de combustível fornecidos fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo para o caso de teste SANTOS (2019) 114
Figura 4.19 Principais temperaturas na placa de combustível fornecidas pelo programa PADPLAC-UMo para o caso de teste SANTOS (2019) 115
Figura 4.20 Temperaturas do refrigerante, superfície externa do revestimento, Interface combustível/revestimento e região central do cerne de combustível obtidas por SANTOS (2019) 115
Figura 4.21 Temperaturas do refrigerante, superfície externa do revestimento, Interface combustível/revestimento e região central do cerne de combustível obtidas pelo programa PADPLAC-UMo 116

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 Resumo das características dos testes RERTR-1 e RERTR-2 15

Tabela 2.2 Resumo das características do teste RERTR-3 15

Tabela 2.3 Resumo das características dos testes RERTR-4 e RERTR-5 16

Tabela 2.4 Resumo das características dos testes IRIS-1 18

Tabela 2.5 Resumo das características dos testes FUTURE 18

Tabela 2.6 Resumo das características dos testes IRIS-2 20

Tabela 2.7 Resumo das características dos testes RERTR-6 21

Tabela 2.8 Resumo das características dos testes RERTR-7 22

Tabela 2.9 Resumo das características dos testes RERTR-8 24

Tabela 2.10 Resumo das características dos testes RERTR-9 25

Tabela 2.11 Resumo das características dos testes RERTR-10 27

Tabela 2.12 Resumo das características dos testes RERTR-12 28

Tabela 3.1 Valores da viscosidade dinâmica e densidade para a água em função da temperatura 52

Tabela 3.2 Constantes utilizadas no cálculo da condutividade térmica de gases 70

Tabela 4.1 Principias dimensões da placa de combustível 83

Tabela 4.2 Dados térmicos e hidráulicos de entrada referentes ao canal de refrigeração para o reator considerado 84

Tabela 4.3 Comparação entre os resultados do fluxo de calor obtidos por meio de cálculo analítico e pelo programa PADPLAC-UMo 90

Tabela 4.4 Temperaturas ao longo da meia espessura do cerne de combustível para o nó longitudinal 6 95

Tabela 4.5 Comparação das temperaturas obtidas por meio de cálculo analítico com as temperaturas fornecidas pelo programa PADPLAC-UMo 96

Tabela 4.6 Queima acumulada do combustível ao longo dos incrementos de tempo 98

Tabela 4.7 Principias dimensões do combustível 101

Tabela 4.8 Dados térmicos e hidráulicos de entrada referentes ao canal de refrigeração para o reator considerado 101
Tabela 4.9 Perfil de potência utilizado pelo programa PADPLAC-UMo para executar caso de teste equivalente à alternativa 7 de Andrzejewski 102
Tabela 4.10 Incrementos de tempo e potência média aplicada à placa de combustível para execução de um caso de teste equivalente à alternativa 7 de Andrzejewski 103
Tabela 4.11 Perfil de potência utilizado pelo programa PADPLAC-UMo para executar caso de teste equivalente ao proposto por SANTOS (2019) 113
Tabela 4.12 Incrementos de tempo e potência média aplicada à placa de combustível para execução do um caso de teste proposto por SANTOS (2019) 113

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

BOC	Início do Ciclo (*Beginning Of Cycle*)
BOL	Início da Vida Operacional (*Beginning Of Life*)
BWR	Reator a Água Fervente (*Boiling Water Reactor*)
CEA	Comissariado de Energia Atômica (*Commissariat à l'Energie Atomique*)
CNEA	Comissão Nacional de Energia Atômica (*Comisión Nacional de Energía Atómica*)
DOE	Departamento de Energia (*Departament of Energy*)
EFPD	Dias com Potência Efetiva Total (*Effective Full Power Days*)
EOL	Fim da Vida Operacional (*End Of Life*)
FB	União por Fricção (*Friction Bonding*)
GIF	Fórum internacional da Geração IV (*Generation IV International Forum*)
GTRI	Iniciativa Global de Redução de Ameaças (*Global Threat Reduction Initiative*)
HEU	Urânio Altamente Enriquecido (*Highly Enriched Uranium*)
HIP	Pressão Isostática à Quente (*Hot Isostatic Pressure*)
IAEA	Agência Internacional de Energia Atômica (*International Atomic Energy Agency*)
LWR	Reator a Água Leve (*Light Water Reactor*)
LEU	Urânio com Baixo Enriquecimento (*Low Enriched Uranium*)
NNSA	Agência Nacional de Segurança nuclear (*National Nuclear Security Agency*)
PWR	Reator Refrigerado a Água Pressurizada (*Pressurized Water Reactor*)
RERTR	Baixo Enriquecimento para Reatores de Testes e Pesquisas (*Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*)
SCWR	Reator a Água Super Crítica (*Supercritical Water Cooled Reactor*)

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 01

1.1 Aspectos relativos à originalidade do trabalho 04

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 06

2.1 Reatores a água leve 06

2.2 Reator refrigerado a água leve pressurizada – PWR 07

2.3 Elemento de combustível utilizado em reatores a água leve pressurizada 09

2.4 Desenvolvimento de novas propostas de combustíveis para reatores nucleares 10

2.5 Placa de combustível de urânio-molibdênio 11

2.5.1 Experimentos RERTR-1 e RERTR-2 13

2.5.2 Experimento RERTR-3 15

2.5.3 Experimentos RERTR-4 e RERTR-5 16

2.5.4 Experimento IRIS-1 17

2.5.5 Experimento FUTURE 18

2.5.6 Experimento IRIS-2 20

2.5.7 Experimento RERTR-6 21

2.5.8 Experimento RERTR-7 22

2.5.9 Experimento RERTR-8 23

2.5.10 Experimento RERTR-9 25

2.5.11 Experimentos RERTR-10A e RERTR-10B 27

2.5.12 Experimentos RERTR-12-1 e RERTR-12-2 27

2.6 Comentários relativos ao desenvolvimento de placas de combustível de UMo 30

3 MODELAGEM DO PROGRAMA COMPUTACIONAL PADPLAC-UMO 32

3.1 Estrutura lógica do programa PADPLAC-UMo 32

3.2 Configurações iniciais e modelos físicos e matemáticos utilizados no programa PADPLAC-UMo 35
3.2.1 Determinação do perfil de potência longitudinal aplicado à placa de combustível 36
3.2.1.1 Perfis de potência da forma cosseno cortado 38
3.2.1.2 Perfis de potência fornecidos pelo usuário 42
3.3 Modelagem do comportamento térmico da placa de combustível 45
3.3.1 Cálculo da temperatura do refrigerante 47
3.3.2 Determinação da temperatura na superfície externa da placa de combustível 49
3.3.2.1 Queda de temperatura devido à convecção forçada no filme ΔT_{cf} 49
3.3.2.2 Queda de temperatura na incrustação ΔT_{inc} 51
3.3.2.3 Queda de temperatura na camada de óxido ΔT_{ox} 53
3.3.3 Determinação da temperatura interna do revestimento 55
3.3.4 Determinação da queda de temperatura na interface combustível/ revestimento (*gap*) 56
3.3.4.1 Alteração das condições da interface combustível/revestimento em função da queima do combustível 58
3.3.5 Distribuição de temperaturas no cerne combustível de UMo 65
3.3.5.1 Condutividade térmica do combustível 66
3.3.6 Produção de gases de fissão 67
3.3.7 Liberação de gases de fissão 67
3.3.8 Condutividade térmica dos gases de fissão 69
3.3.9 Cálculo da queima (*burnup*) do combustível 70
3.3.9.1 Determinação da densidade do combustível 71
3.4 Modelagem do comportamento mecânico da placa de combustível 72
3.4.1 Tensões devido à pressão interna no compartimento do cerne de combustível 72
3.4.2 Tensões térmicas no cerne de combustível e no revestimento 75
3.4.3 Coeficiente de expansão térmica do combustível de urânio-molibdênio 76
3.4.4 Coeficiente de expansão térmica do revestimento de Zircaloy-4 77
3.4.5 Módulo de Elasticidade para o Combustível de urânio-molibdênio 77
3.4.6 Módulo de Elasticidade para o Revestimento de Zircaloy 78

3.4.7 Módulo de Poisson para o Combustível de urânio-molibdênio 78
3.4.8 Módulo de Poisson para o Revestimento de Zircaloy-4 79

4 VERIFICAÇÃO DOS RESULTADOS FORNECIDOS PELO PROGRAMA COMPUTACIONAL PADPLAC-UMo 80

4.1 Testes de Integração e de Validação Aplicados ao Programa PADPLAC-UMo 81

4.2 Casos de teste envolvendo a comparação de resultados obtidos por meio de cálculos analíticos com os resultados fornecido pelo PADPLAC-UMo 82

4.2.1 Caso de Teste utilizando a potência nominal do reator 83
4.2.1.1 Preparação dos dados de entrada para a execução do caso de teste 84
4.2.1.2 Execução do programa computacional PADPLAC-UMo 86

4.3 Verificação dos Resultados: PADPLAC-UMo x Caso Andrzejewski 100

4.3.1 Comentários Relativos ao Caso de Teste PADPLAC-UMo – Andrzejewski 106
4.3.2 Caso PADPLAC-UMo – Andrzejewski considerando liberação de gases de fissão 108

4.4 Caso de Teste PADPLAC-UMo x ANSYS 112

5 DISCUSSÃO 117

6 CONCLUSÃO 121

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 124

8 ANEXOS 131

1 INTRODUÇÃO

Grande esforço vem sendo realizado pelas comunidades científica e tecnológica internacional com a finalidade de desenvolver novas classes de reatores que sejam mais sustentáveis, seguros e eficientes, visando às mais diversas aplicações.

Na área de reatores comerciais, o desenvolvimento de novos projetos denominados Geração IV, foi iniciado em 2001. A iniciativa para o desenvolvimento desta nova classe de reatores é um esforço iniciado pelo *U.S. Department of Energy* (DOE) com a participação de 13 membros que estabeleceram um acordo formal denominado *Generation IV International Forum* (GIF). Os países que inicialmente participaram desta iniciativa foram Argentina, Brasil, Canada, China, Euratom (Comunidade Europeia de Energia Atômica), França, Japão, República da Coreia, África do Sul, Rússia, Suíça, Reino Unido e Estados Unidos. Atualmente, Brasil, Argentina e Reino Unidos são membros não ativos.

Estima-se que os reatores da Geração IV possam entrar em operação comercial para a produção de energia elétrica por volta de 2035. Além disso, no mesmo período, esses reatores poderão também atuar no mercado de geração de energia elétrica de pequena/média escala, aquecimento industrial, dessalinização e produção de hidrogênio, entre outras aplicações.

No que se refere à área de reatores de pesquisas, produção de rádiofármacos e testes de materiais, tem-se como exemplo o programa *Reduced Enrichment for Research and Test Reactors* (RERTR) que tem por finalidade principal desenvolver novas tecnologias que tornem possível a conversão de reatores de pesquisa que utilizam combustível com urânio altamente enriquecido para reatores que possam operar com combustível de baixo enriquecimento. Por meio desta iniciativa, foram propostas novas tecnologias de combustíveis nucleares, incluindo as placas monolíticas de urânio-molibdênio, as quais serão analisadas em maior profundidade neste trabalho.

Do mesmo modo, na área de propulsão naval, novas tecnologias vêm sendo estudadas com o objetivo de desenvolver reatores compactos e de alta densidade de potência, características essenciais para este tipo de aplicação. É exatamente neste contexto que vem sendo estudada a possibilidade do desenvolvimento de reatores refrigerados a água leve pressurizada que utilizem placas combustíveis monolíticas de urânio-molibdênio revestidas de Zircaloy.

A utilização deste tipo de combustível para propulsão naval traz uma série de benefícios ligados ao desempenho da planta e também à segurança da mesma. Entre os principais benefícios, podem ser citados (ANDRZEJEWSKI, 2005):

- Desempenho da planta:
    a) Aumento da densidade de potência fornecida pelo combustível;
    b) Melhor transferência de calor para o refrigerante;
    c) Redução da temperatura de operação da placa quando comparada a uma vareta de combustível operando à mesma potência;
    d) Produção de núcleos mais compactos.
- Segurança da planta:
    a) Por operar a temperaturas mais baixas, possui condições operacionais mais adequadas aos limites operacionais dos materiais que constituem a placa de combustível (combustível e revestimento).
    b) Maior capacidade de resistir a esforços e carregamentos dinâmicos externos quando comparado à resistência das varetas de combustível.

Atualmente, tal combustível se encontra em estágio embrionário de desenvolvimento, com escassas iniciativas na comunidade científica internacional. Entretanto, as características operacionais deste tipo de placa de combustível a tornam uma opção com boa possibilidade de sucesso para este tipo de aplicação, fazendo com que sejam justificáveis os esforços relacionados à obtenção de uma maior compreensão relativa a esta nova proposta de combustível nuclear.

Entretanto, o processo de desenvolvimento de um novo tipo de combustível nuclear é uma tarefa complexa, multidisciplinar e que necessita de um número extremamente elevado de horas de pesquisas teóricas e atividades experimentais.

Deste modo, para agilizar o desenvolvimento de novas propostas de combustível nuclear, faz-se uso de programas computacionais que possam simular o comportamento desses combustíveis sob condições operacionais.

Neste contexto, o presente trabalho se propõe a desenvolver e implementar um programa computacional que possa ser utilizado para analisar o desempenho de placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio em reatores refrigerados a água pressurizada submetidos a condições operacionais em que a potência gerada pelo reator sofra alterações suficientemente lentas para que o termo regime permanente possa ser utilizado.

No processo de desenvolvimento deste trabalho, procurou-se inicialmente realizar uma revisão bibliográfica relativa aos diversos conceitos que necessitam ser compreendidos para que se torne possível especificar e desenvolver o programa computacional em questão. Assim sendo, no Capítulo 2 é apresentada uma breve revisão das características operacionais dos reatores refrigerados a água leve pressurizada (PWR - *Pressurized Water Reactor* ou reatores de água leve pressurizada) e dos elementos de combustível comumente utilizados neste tipo de reator nuclear.

Uma vez compreendido o modo de operação desta classe de reatores nucleares, também neste capítulo é apresentada uma descrição relativa ao processo de desenvolvimento de novas propostas de placas de combustível para reatores de pesquisa dentro da iniciativa RERTR, com especial ênfase ao desenvolvimento das placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio, incluindo as principais características deste tipo de placa de combustível sem, entretanto, abordar aspectos construtivos uma vez que os processos de fabricação deste tipo de placa de combustível se encontram fora do escopo do presente trabalho.

No Capítulo 3, é dado início à descrição do processo de desenvolvimento do programa PADPLAC-UMo (Programa de Análise de Desempenho de Placas Combustíveis de urânio-molibdênio), o qual tem por objetivo analisar o desempenho de placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio quando submetidas a condições operacionais de regime permanente em reatores refrigerados a água leve pressurizada. Neste capítulo, é apresentada a estrutura lógica simplificada do programa computacional e também os modelos físicos e matemáticos que serão utilizados para a sua elaboração.

O Capitulo 4 apresenta os procedimentos que devem ser levados em consideração para a execução do programa, incluindo a definição da estrutura do arquivo de dados de entrada do programa e os possíveis arquivos de saída que podem ser obtidos após a execução do programa. Este capítulo também apresenta os diversos testes realizados para a verificação dos modelos matemáticos utilizados para o desenvolvimento do programa PADPLAC-UMo, bem como uma discussão relativa às limitações do programa e propostas para futuros testes de validação por meio de dados obtidos experimentalmente. Esses dados irão permitir a realização de ajustes nos modelos utilizados pelo programa computacional e, deste modo, aprimorar a capacidade de predição do código.

1.1 Aspectos Relativos à Originalidade do Trabalho

Nas últimas décadas, a implantação comercial de reatores nucleares de potência vem sendo dominada por plantas do tipo PWR (*Pressurized Water Reactor* - reatores a água leve pressurizada) e BWR (*Boiling Water Reactor* - reatores a água fervente) sendo que, em ambos os casos, são utilizadas como combustível varetas de geometria cilíndrica. Deste modo, ao longo do tempo, foi elaborada uma extensa literatura relacionada ao projeto e à operação deste tipo de combustível. Adicionalmente, diversos programas computacionais foram desenvolvidos com a finalidade de simular o comportamento dessas varetas de combustível em condições operacionais de regime permanente e de transientes. Tais programas são valiosos instrumentos no processo de especificação e projeto das varetas de combustível.

No que se refere aos reatores de pesquisa e de teste de materiais, grande parte dos projetos existentes são do tipo piscina, os quais, em sua grande maioria, utilizam elementos de combustível tipo placa com diferentes tipos de compostos combustíveis.

Por operarem em condições menos críticas que as varetas de combustível utilizadas em PWR e BWR, as placas de combustível utilizadas em reatores de pesquisa possuem características operacionais menos complexas, não contando com sistemas computacionais para a simulação de suas características operacionais.

Entretanto, necessidades recentes visando o desenvolvimento de plantas nucleares compactas e de baixa potência para uso em pequenas centrais nucleares e sistemas embarcados, vem incentivando a realização de estudos para determinar a viabilidade da utilização de placas de combustível em reatores de potência refrigerados a água leve pressurizada. Por possuírem uma maior área de transferência de calor, as placas de combustível permitem a construção de núcleos mais compactos, os quais devem possuir menores custos de implantação de infraestrutura, além de fornecerem a possibilidade de implantação em locais onde o espaço ocupado pelo núcleo é um fator crítico, como no caso de aplicações navais.

Deste modo, o desenvolvimento de elementos de combustível tipo placa para serem utilizados em reatores de potência refrigerados com água leve pressurizada (PWR) tem se tornado uma opção interessante e a construção de uma base de conhecimento que permita a especificação e o projeto deste tipo de placa de combustível é de extrema importância.

No que se refere a esta base de conhecimento, um programa computacional que permita simular o desempenho dessas placas combustíveis em condições operacionais é de grande importância, visto que este pode reduzir significativamente o tempo de projeto e o custo de desenvolvimento do elemento de combustível.

Extensas consultas na literatura especializada mostraram a inexistência de um programa computacional com tais características, sendo que as poucas iniciativas de estudos existentes nesta área não se encontram abertamente disponíveis para a comunidade científica internacional.

Assim sendo, acredita-se que o desenvolvimento do presente programa computacional irá contribuir fortemente para o desenvolvimento de uma nova tecnologia na área de reatores nucleares de baixa/média potência, área esta de grande interesse para a atual realidade do país.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo, inicialmente, serão apresentadas as principais características do reator nuclear refrigerado a água leve pressurizada, comumente denominado PWR, e também do combustível nuclear normalmente utilizado nesta classe de reatores. Esses assuntos serão abordados sem maior profundidade, pois apesar de possuírem relativa importância para a compreensão do contexto do trabalho, não são o objetivo principal deste.

Finalizando este capítulo, será discutida uma nova proposta de combustível nuclear para esse tipo de reator que são as placas de combustível de urânio-molibdênio, as quais vêm despertando especial interesse no que se refere ao desenvolvimento de núcleos de reatores compactos e com alta densidade de potência. Este tipo de placa de combustível será analisada em maior profundidade, pois é de fundamental importância no que se refere ao contexto deste trabalho, que é o de desenvolver um programa computacional para analisar o desempenho de placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio em condições operacionais de regime permanente em reatores de potência refrigerados a água leve pressurizada.

2.1 Reatores a Água Leve

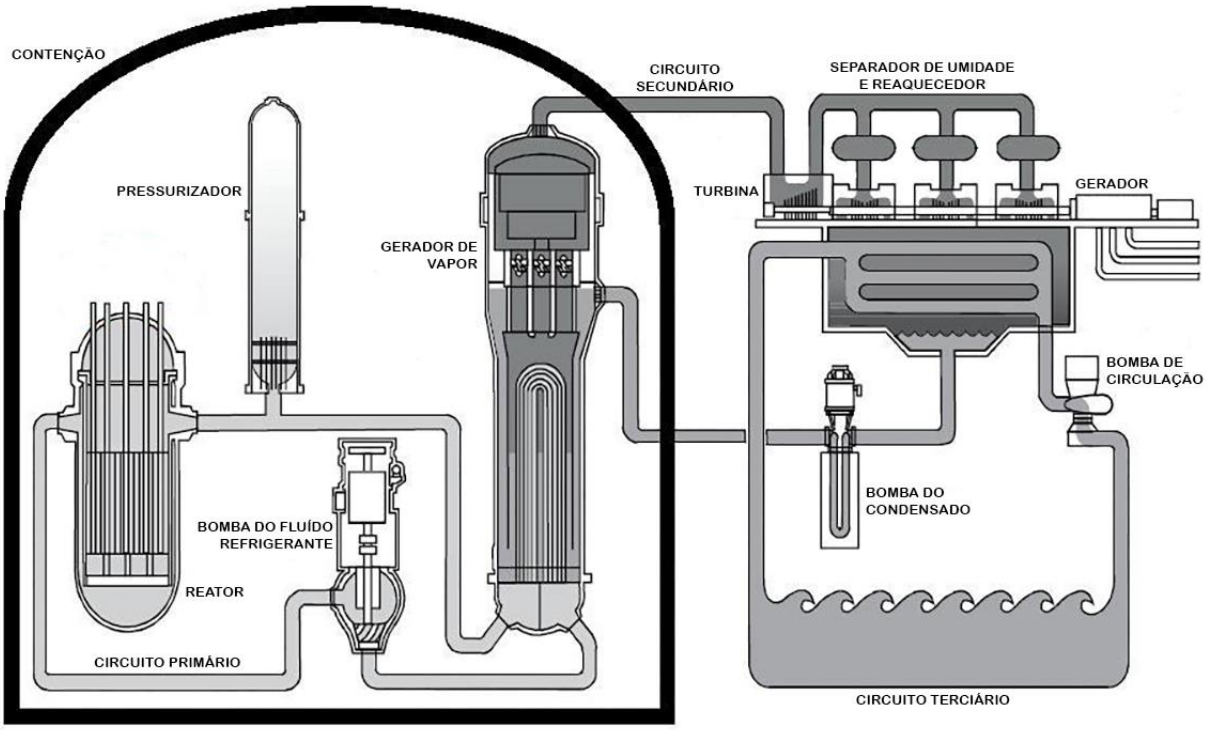
A classe de reatores nucleares denominada Reatores a Água Leve (LWR – *Light Water Reactor*) é composta por reatores térmicos que utilizam água comum para a refrigeração do núcleo, para a moderação dos nêutrons rápidos e como refletor de nêutrons (LAMARSH, 2001). A utilização da água desmineralizada para realização dessas funções é bastante interessante, pois é um elemento abundante e que pode ser adquirido a baixo custo.

Atualmente, os reatores LWR constituem a classe de reatores de potência com o maior número de plantas instaladas no mundo, sendo seus principias representantes os reatores de água leve pressurizada (PWR – *Pressurized Water Reactor*), os reatores de Água Fervente (BWR – *Boiling Water Reactor*) e os reatores de água supercrítica (SCWR – *Super Critical Water Reactor*), ainda em fase de desenvolvimento. De acordo com dados obtidos por meio da Agência Internacional de Energia Atômica – IAEA (*Intenational Atomic Energy Agency*) (IAEA, 2017), existem no mundo 448 reatores nucleares de potência em operação, sendo que destes, 286 são do tipo PWR (64 % do total) e 78 são do tipo BWR (17 % do total). Como pode ser observado, 81% do total dos reatores nucleares de potência em operação são integrantes da classe de reatores LWR.

2.2 Reator refrigerado a Água Leve Pressurizada – PWR

O reator refrigerado a água leve pressurizada (PWR) é um dos primeiros projetos de reatores nucleares a ser explorado comercialmente sendo constituído por três circuitos térmicos denominados circuitos primário, secundário e terciário, como pode ser observado na Figura 2.1.

Figura 2.1– Circuitos primário, secundário e terciário de um reator de água leve pressurizada - PWR.



Fonte: KOK, K. D., 2009.

Os principais constituintes do circuito primário são o reator, o pressurizador, o gerador de vapor e a bomba do fluído refrigerante. A função primordial deste circuito é a de retirar o calor gerado pelo reator e transferi-lo para o circuito secundário.

Para que a planta possua um rendimento térmico adequado, é necessário que a água que circula no circuito primário de um reator do tipo PWR possua uma temperatura relativamente alta. Em condições normais de operação, a água é inserida no reator a uma temperatura aproximada de 290 ^{o}C e deixa o núcleo com uma temperatura de aproximadamente 325 ^{o}C. Como neste circuito a água permanece no estado líquido durante todo o processo, é necessário que esta esteja submetida a uma pressão elevada, da ordem de

130 a 150 bar, evitando assim que ocorra a formação de vapor. Esta pressão é fornecida à água por meio da bomba do fluído refrigerante (TODREAS e KAZIMI, 2011).

Como a água é um fluído essencialmente incompressível, pequenas variações no volume do refrigerante decorrentes de variações da temperatura poderão acarretar em significativas variações na pressão do circuito. No caso em que ocorram reduções desta pressão, pode ocorrer a formação de vapor, o qual poderá acarretar em efeitos bastante danosos ao sistema. Para evitar que essas oscilações de pressão ocorram, o circuito primário possui um pressurizador (LAMARSH, 2001).

Como mencionado anteriormente, a principal função do circuito primário é transferir o calor gerado pelo reator para o circuito secundário. Esta ação é realizada pelo gerador de vapor, que transfere o calor do sistema primário para a água que circula no circuito secundário, transformando-a em vapor, que é necessário para a movimentação da turbina e, subsequentemente, do gerador de eletricidade.

No circuito secundário, o vapor produzido pelo gerador de vapor passa, inicialmente, por um processo de separação de mistura (secagem) antes de ser inserido na turbina. Na turbina o vapor é expandido e gera trabalho, trabalho este que é transferido a um gerador de eletricidade. Em geral, são utilizadas turbinas a vapor de múltiplos estágios, sendo que quando o vapor deixa um estágio, ele é reaquecido antes de ser inserido no estágio seguinte, de modo a aumentar o rendimento térmico do ciclo. Após passar pela turbina, o vapor deve então retornar ao estado líquido. Esta ação é realizada pelo condensador. Uma vez que a água do secundário se encontra novamente no estado líquido, está é bombeada ao gerador de vapor pela bomba do condensado (TODREAS e KAZIMI, 2011).

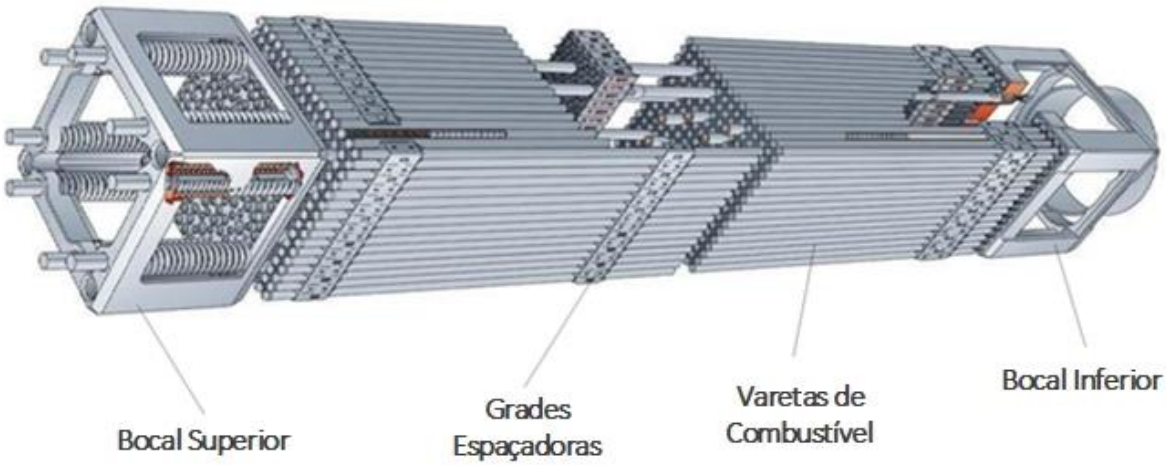
Finalmente, a água que circula por um circuito terciário passa pelo condensador com a finalidade de retirar o calor da mistura água-vapor que deixa a turbina e que deve voltar ao estado líquido. Em geral, este circuito utiliza água de grandes reservatórios, de rios ou do mar. A bomba de circulação é a responsável pela circulação da água no circuito terciário.

Uma outra característica importante dos reatores PWR é o fato de que a existência de diferentes circuitos térmicos (primário e secundário) torna mais difícil a contaminação radioativa dos equipamentos que constituem a planta, em particular da turbina, condensador e bomba do condensado. Isto se deve ao fato de que, caso ocorra a falha de alguma vareta de combustível, a contaminação da água ficará restrita ao circuito primário, preservando a água que circula nos demais circuitos (KOK, 2009).

2.3 Elemento de Combustível Utilizado em Reatores a Água Pressurizada – PWR

O elemento de combustível utilizado em reatores nucleares do tipo PWR é composto essencialmente de um conjunto de varetas de combustível rigidamente posicionadas em uma estrutura metálica formada por grades espaçadoras, tubos guias e dois bocais, um inferior e um superior. Nos tubos guias são inseridas as barras de controle do reator (LAMARSH, 2001). A Figura 2.2 ilustra um elemento de combustível típico utilizado em reatores PWR.

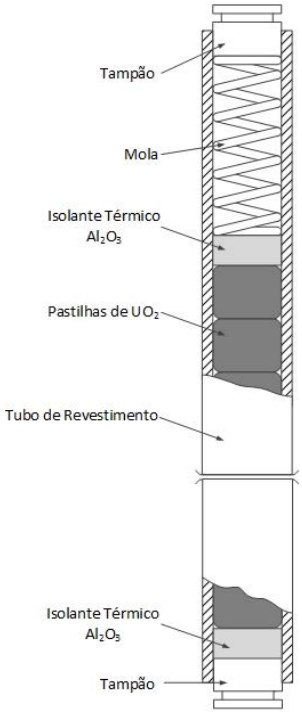
Figura 2.2 – Elemento de combustível típico de um reator PWR.



Fonte: Westinghouse Electric Company.

No elemento de combustível, cada vareta de combustível é composta de um revestimento tubular metálico no interior do qual se encontram empilhadas pastilhas cerâmicas de combustível nuclear. Em cada extremidade desta coluna de pastilhas de combustível são colocadas pastilhas de alumina (Al_2O_3) com a finalidade de servir como isolante térmico. Para manter unida esta coluna de pastilhas, é colocada uma mola na parte superior da vareta de combustível. Esta mola também possui a função de criar um espaço no interior da vareta de combustível para o acomodamento dos gases de fissão produzidos no processo de irradiação. Finalmente, nas extremidades do tubo de revestimento, são soldados tampões de modo a tornar o tubo estanque em suas extremidades, impedindo desta maneira que os produtos de fissão gerados durante a operação do reator sejam liberados para o fluído refrigerante. A Figura 2.3 ilustra a estrutura típica de uma vareta de combustível utilizada em reatores PWR (REIS, 2014).

Figura 2.3 - Vareta de combustível tipicamente utilizada em reatores PWR.



Fonte: Autor da tese.

2.4 Desenvolvimento de Novas Propostas de Combustíveis para Reatores Nucleares

Nos anos finais da década de 1970, iniciou-se um grande movimento mundial visando a substituir elementos de combustível de reatores de pesquisas e de testes de materiais que operavam com urânio altamente enriquecido (aproximadamente 90% de U^{235}) por elementos de combustível que utilizassem urânio com baixo enriquecimento, definido como enriquecimento menor que 20% de U^{235}. Neste contexto, o Departamento de Energia dos Estados Unidos (DOE – *Departament of Energy*) estabeleceu em 1978 o programa RERTR (*Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*) ou Programa de Enriquecimento Reduzido para Reatores de Teste e de Pesquisas (TRAVELLI, 1997). Posteriormente, em 2004, a NNSA (*National Nuclear Security Agency*) estabeleceu o GTRI (*Global Threat Reduction Initiative*) ou Iniciativa Global para Redução de Ameaça, a qual complementou o programa RERTR. Atualmente, esses programas ainda se encontram em atividade e têm realizado diversas contribuições no que se refere a novas tecnologias para o combustível nuclear (WOOLSTENHULME et al., 2011).

Desde seu início, o programa RERTR teve como principal objetivo desenvolver novas tecnologias que permitam a utilização de urânio com baixo enriquecimento (LEU – *Low Enrichment Uranium*) ao invés de urânio altamente enriquecido (HEU – *High*

Enrichment Uranium) em reatores de testes e de pesquisas, e teve como premissas básicas realizar tal tarefa sem que ocorressem perdas do desempenho, de segurança e que fosse mantida a viabilidade econômica da operação. Para atingir este objetivo, a principal proposta do programa RERTR foi a de desenvolver novos combustíveis LEU com uma densidade de urânio bem maior do que aquelas encontradas nos combustíveis HEU.

Na época em que foi dado início ao programa RERTR, os três principais tipos de combustíveis HEU utilizados em reatores de pesquisa eram: (1) UAl_x-AL, com densidade de até 1,7 gU/cm^3; (2) U_3O_8-Al com densidade de até 1,3 gU/cm^3 e (3) $UZrH_x$ com densidade de 0,5 gU/cm^3. Rapidamente, essas densidades foram aumentadas para combustíveis LEU sendo que novos combustíveis foram qualificados para densidades de 2,3 gU/cm^3 para o UAl_x-Al, 3,2 gU/cm^3 para o U_3O_8-Al e 3,7 gU/cm^3 para o $UZrH_x$ (TRAVELLI, 1997).

Além de aperfeiçoar os combustíveis mencionados acima para poderem operar com urânio de baixo enriquecimento, outra contribuição extremamente importante do programa RERTR foi a de desenvolver novas propostas de combustíveis do tipo LEU, com densidades de urânio ainda maiores, tais como as dispersões de U_3Si_2-Al, com densidades qualificadas de até 4,8 gU/cm^3 e UMo-Al, com densidade em processo de qualificação de até 8,0 gU/cm^3 (VAN DEN BERGHE, 2014).

O sucesso das fases iniciais deste programa é comprovado por meio de dados fornecidos pela *National Nuclear Security Administration* (NNSA, 2014), os quais constatam que desde maio de 2004 foram convertidos para combustível com baixo enriquecimento em urânio ou descomissionados 49 reatores que utilizavam combustível com alto enriquecimento.

Entretanto, as ações realizadas pelo programa RERTR que possuem maior interesse para o presente trabalho dizem respeito às pesquisas que estão sendo realizadas atualmente visando ao desenvolvimento de propostas de combustíveis que envolvem a utilização de ligas de urânio-molibdênio, particularmente em sua forma monolítica.

2.5 Placa de Combustível de Urânio-Molibdênio

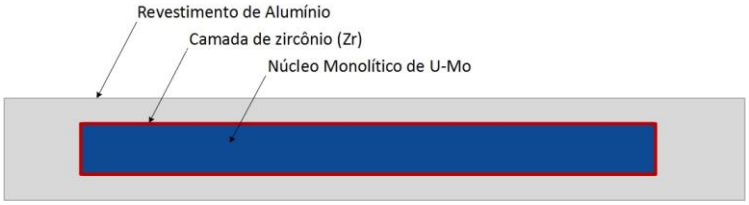
Uma das principais ações do programa RERTR foi o incentivo ao desenvolvimento de placas de combustível utilizando ligas metálicas de urânio-molibdênio. Inicialmente, foram propostas e testadas placas de combustível constituídas por um núcleo composto de liga metálica de urânio-molibdênio dispersa em alumínio, encapsulado por um revestimento formado por placas de alumínio (WIENCEK e PROKOFIEV, 2000). Este tipo de placa de

combustível se encontra ilustrada, de modo esquemático, na Figura 2.4. Testes realizados evidenciaram que essas placas de combustível apresentavam bom desempenho em condições de irradiação de baixo fluxo, mas não atendiam às condições de irradiação de alto fluxo (KEISER et al., 2012). Para atender à classe de reatores de pesquisa e de testes de materiais de alto fluxo, foram desenvolvidas as placas de combustível com núcleo monolítico de urânio-molibdênio e, posteriormente, placas de combustível com núcleo monolítico de UMo e camada de zircônio. Essas placas proporcionam uma maior densidade de urânio quando comparadas às placas de combustível compostas por um núcleo de urânio-molibdênio disperso em alumínio, além de possuírem um melhor comportamento sob irradiação em condições de fluxo elevado (ROBINSON et al., 2013). A Figura 2.5 ilustra, de modo esquemático, a estrutura de uma placa de combustível monolítica de urânio-molibdênio.

Figura 2.4 – Ilustração esquemática de uma placa de combustível de dispersão de urânio-molibdênio
(corte transversal – sem escala).

Fonte: Autor da tese.

Figura 2.5 – Ilustração esquemática de uma placa de combustível monolítica de urânio-molibdênio
(corte transversal – sem escala).

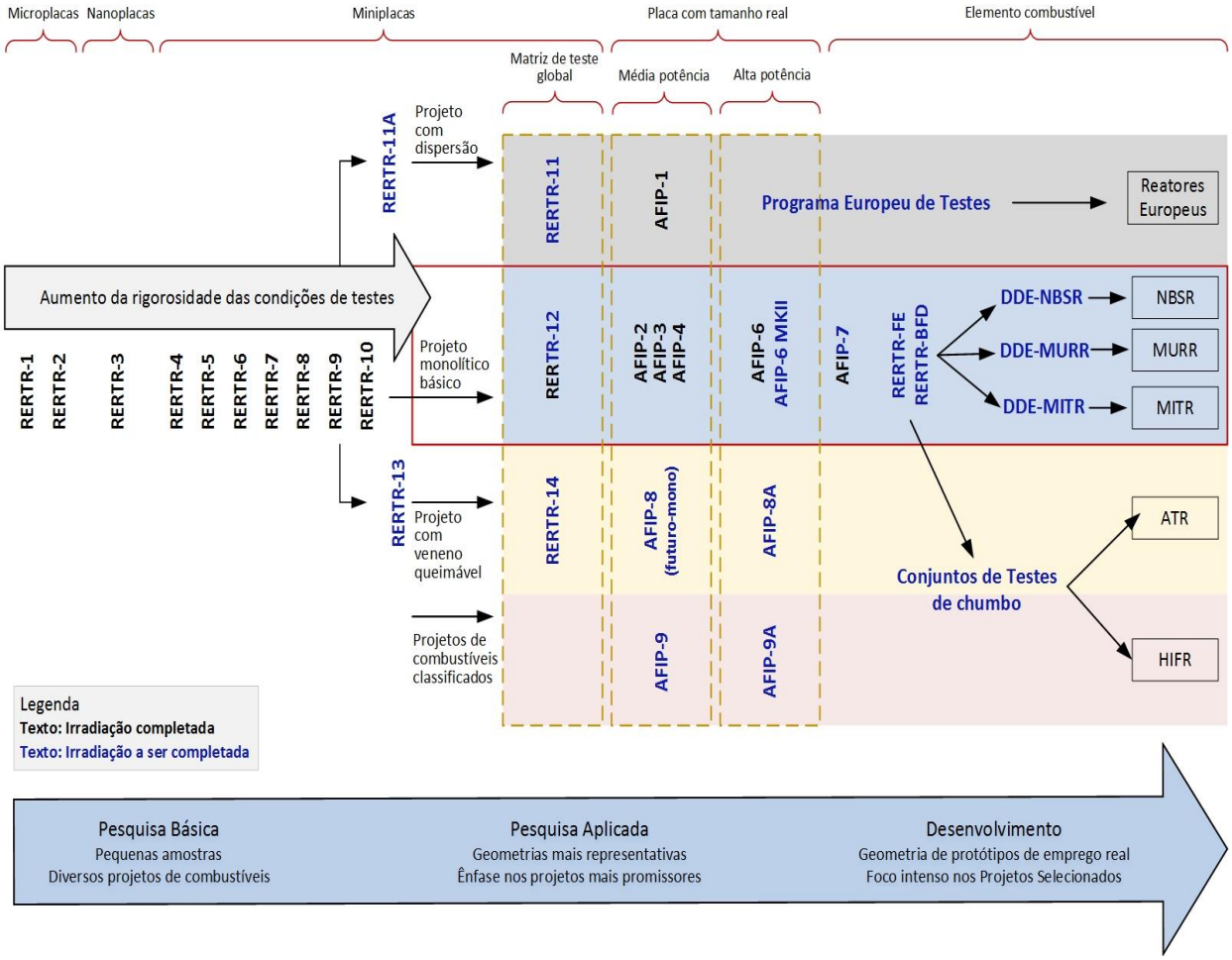


Fonte: Autor da tese.

Um extenso programa de testes de micro e mini placas de combustível, além de placas de combustível em tamanho real e elementos de combustível completos, vem sendo realizado com a finalidade de validar e qualificar o projeto e a fabricação das placas de combustível de urânio-molibdênio, em suas versões dispersa e monolítica. Uma visão geral deste programa de testes é fornecida por (WOOLSTENHULME et al., 2011) e se encontra

ilustrada na Figura 2.6, a qual apresenta diversos detalhes de experimentos finalizados ou ainda em andamento.

Figura 2.6 – Progressão dos testes de irradiação de micro e mini placas de U-Mo (posição em outubro de 2011).



Fonte: WOOLSTENHULME et al., 2011.

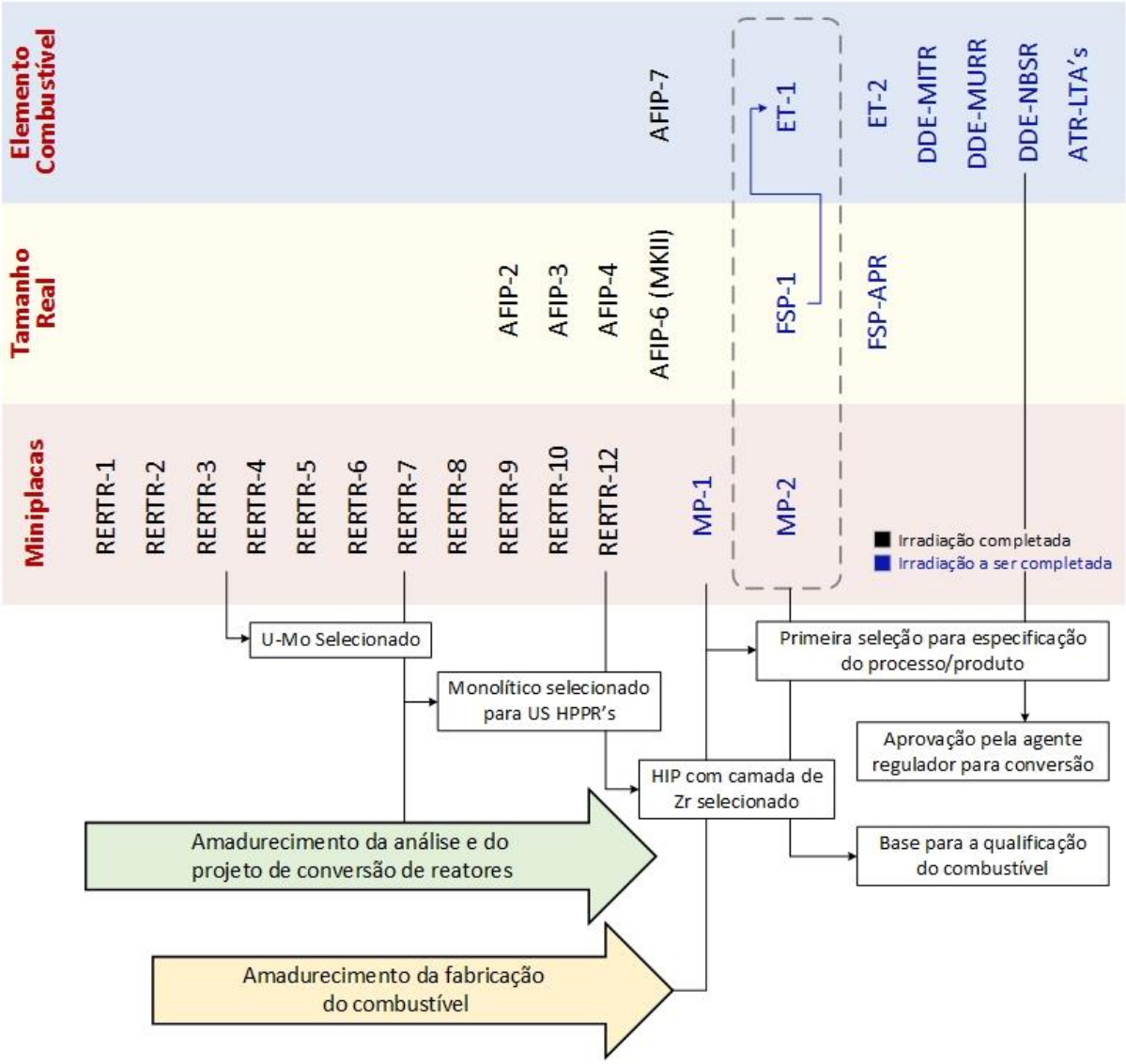
Mais recentemente, WOOLSTENHULME et al. (2015) apresentaram uma posição atualizada deste programa de testes, a qual se encontra ilustrada na Figura 2.7. Uma breve e resumida descrição relativa aos principais testes realizados pelo programa RERTR é fornecida a seguir.

2.5.1 Experimentos RERTR-1 e RERTR-2

Como pode ser observado nas Figuras 2.6 e 2.7, os primeiros testes com placas de urânio-molibdênio em sua forma dispersa tiveram início em 1997 com os experimentos RERTR-1 e RERTR-2, os quais foram irradiados no *Advanced Test Reactor* do Idaho

National Laboratory. Esses experimentos constavam de mini placas de dispersão de U-Mo, com um percentual em peso de molibdênio da ordem de 6% a 10%, e mini placas de U-Nb-Zr (MEYER et al., 1999).

Figura 2.7 – Progressão dos testes de irradiação de micro e mini placas de U-Mo (posição em outubro de 2015).



Fonte: (WOOLSTENHULME et al., 2015).

As mini placas do experimento RERTR-1 foram irradiadas durante 94 dias EFPD (*Effective Full Power Days*), atingindo uma queima calculada entre 39 e 45 %U^{235} (MEYER et al., 1999). No que se refere às mini placas do experimento RERTR-2, estas foram irradiadas durante 232 dias EFPD, atingindo uma queima calculada entre 65 e 71 %U^{235}.

A Tabela 2.1 apresenta as principais condições em que foram realizados os testes RERTR-1 e RERTR-2.

Tabela 2.1 – Resumo das características dos testes RERTR-1 e RERTR-2.

	Queima máxima (fissões/cm^3)	Temperatura máxima do revestimento - BOC	Fluxo máximo de calor (W/cm^2)	Duração EFPD	Ano do experimento
RERTR-1	2,34x10^{21}	65 ºC	50	94	1997
RERTR-2	3,92x10^{21}	75 ºC	70	232	1998

BOC – Begin of Cycle.
EFPD – Effective Full Power Day.

Fonte: (BELIERA, 2014) e (MEYER et al., 1999)

Análises pós-irradiação das mini placas de UMo com 6% ou mais em porcentagem de peso de molibdênio apresentaram um bom desempenho em condições de irradiação a baixas temperaturas. Também se constatou um baixo inchamento devido ao crescimento da camada de interação entre o combustível e o alumínio (MEYER, 1999).

2.5.2 Experimento RERTR-3

Dando prosseguimento ao programa de testes de placas de combustível de UMo e com finalidade de obter mais informações a respeito do crescimento da camada de interação entre o combustível e o alumínio em placas de combustível submetidas a altas temperaturas, foi proposto, em 1999, o experimento RERTR-3.

Análises realizadas ao final deste experimento mostraram uma maior interação entre a matriz e as partículas de combustível, o que era esperado levando-se em consideração a projeção dos resultados obtidos por meio dos experimentos RERTR-1 e RERTR-2. A Tabela 2.2 apresenta as principais condições presentes no teste RERTR-3.

Tabela 2.2 – Resumo das características do teste RERTR-3.

	Queima máxima (fissões/cm^3)	Temperatura máxima do revestimento - BOC	Fluxo máximo de calor (W/cm^2)	Duração EFPD	Ano do experimento
RERTR-3	2,34x10^{21}	150 ºC	400	48	1999

BOC – Begin of Cycle.
EFPD – Effective Full Power Day.

Fonte: (BELIERA, 2014)

Após a realização dos testes RERTR-1, RERTR-2 e RERTR-3, foi selecionada a opção do U-Mo na forma dispersa em matriz de alumínio como combustível para a continuidade dos testes relacionados ao programa RERTR.

2.5.3 Experimentos RERTR-4 e RERTR-5

Tomando por base os resultados positivos obtidos nos experimentos RERTR-1, RERTR-2 e RERTR-3, foram realizados os experimentos RERTR-4 e RERTR-5, os quais constavam de placas de dispersão U-Mo/Al de maiores dimensões, mais próximas das dimensões das placas de combustível utilizadas em reatores convencionais. Além disso, nesses experimentos, também foram adotadas técnicas mais acuradas de medidas em condições de pós-irradiação. Ambas as placas foram irradiadas no *Advanced Test Reactor – ATR*, sendo o experimento RERTR-4 irradiado até uma queima de 80% e o experimento RERTR-5 até uma queima de 50%. A Tabela 2.3 apresenta as principais condições presentes nos testes RERTR-4 e RERTR-5 (HOFMAN et a., 2003).

Tabela 2.3 – Resumo das características dos testes RERTR-4 e RERTR-5.

	Queima máxima (fissões/cm^3)	Temperatura máxima do revestimento – BOC	Fluxo máximo de calor (W/cm^2)	Duração EFPD	Ano do experimento
RERTR-4	4,44x10^{21}	175 ºC	320	204	2000
RERTR-5	2,87x10^{21}	130 ºC	210	116	2000

BOC – Begin of Cycle.
EFPD – Effective Full Power Day.

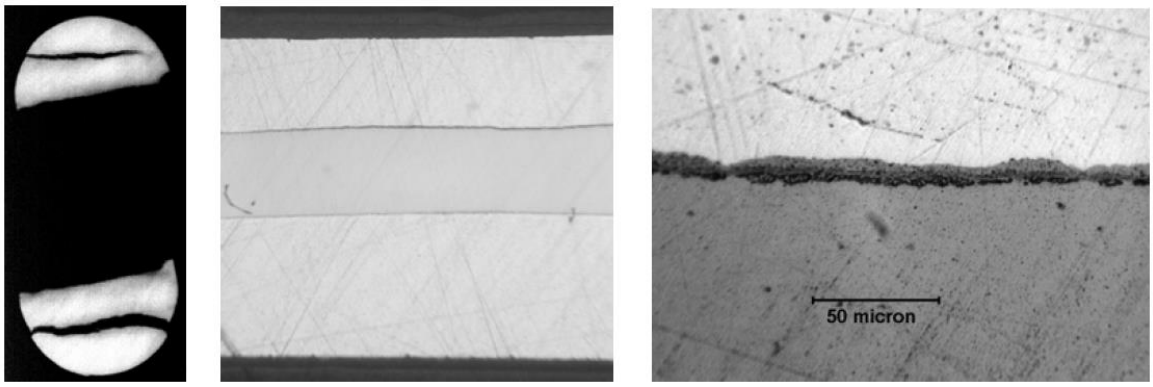
Fonte: (BELIERA, 2014) e (HOFMAN et a., 2003)

Infelizmente, durante o processo de irradiação, esses conjuntos de elementos de testes tiveram sua localização trocada no interior do reator, fazendo com que o histórico de irradiação fosse perdido, complicando o processo de análises quantitativas dos dados pós-irradiação (LEMOINE e WACHS, 2007). Entretanto, apesar deste problema, pode-se constatar que as microestruturas após irradiação das placas dos testes RERTR4 e RERTR-5 mostraram-se semelhantes às das mini placas utilizadas no teste RERTR-3, com exceção do desenvolvimento de alguma porosidade entre a camada de reação do (U-Mo)Alx e o alumínio da matriz do combustível (LEMOINE e WACHS, 2007). Também foi constatado que o inchamento e a morfologia das bolhas de gases de fissão permaneceram estáveis e previsíveis (HOFMAN et a., 2003).

Um fato de relativa importância para o presente trabalho foi o de que, pela primeira vez, no experimento RERTR-4 foi utilizado o conceito de núcleo monolítico. Neste experimento, foi irradiado um pequeno disco de 12 mm de diâmetro com 0,3 mm de espessura, revestido com alumínio. Apesar de o disco ter fraturado durante o processo de fabricação, pode-se constatar um excelente desempenho do cerne monolítico sob irradiação (FINLAY et al., 2006).

Estudos realizados com a finalidade de explicar o motivo da fratura do disco monolítico de UMo mostraram que esta ocorreu devido à baixa ductilidade do UMo com relação à do revestimento de alumínio durante o processo de fabricação do corpo de prova por laminação à quente. Este fato colocou em evidência a necessidade de se desenvolver novas técnicas de fabricação para o desenvolvimento de placas de combustível com núcleos monolíticos de UMo. A Figura 2.8 apresenta imagens relativas às análises pré e pós irradiação deste corpo de prova.

Figura 2.8 – (a) Radiografia do corpo de prova após processo de laminação à quente. (b) Seção transversal da placa mostrando as placas de revestimento e o núcleo monolítico de UMo. (c) Micrografia da interface cerne-UMo/revestimento-Al após uma queima de aproximadamente 80%.



(a) (b) ©

Fonte: (FINLAY et al., 2006).

2.5.4 Experimento IRIS-1

Concomitantemente aos experimentos RERTR-4 e RERTR-5, iniciou-se na França o experimento IRIS-1, o qual constava da irradiação de placas de combustível de dimensões reais com uma alta carga de urânio no núcleo da placa (8 g/cm^3) e com 7 e 9% em peso de

molibdênio. As placas foram irradiadas no reator Osiris até uma queima de 67,5% (HUET et al., 2003). A Tabela 2.4 apresenta as principais condições presentes no teste IRIS-1.

Resultados obtidos por meio do experimento IRIS-1 mostraram que as placas de combustível tiveram um inchamento moderado (menor que 6% da espessura). Também se pode constatar que para as condições de queima obtida, ocorreu a formação de pequenos vazios (com diâmetro médio de 0,5 μm) no interior das partículas UMo os quais não apresentaram tendência de interligação.

Tabela 2.4 – Resumo das características do teste IRIS-1.

	Queima máxima (fissões/cm^3)	Temperatura máxima do revestimento – BOC	Fluxo máximo de calor (W/cm^2)	Duração EFPD	Ano do experimento
IRIS-1	3,76x10^{21}	72 ºC	136	240	1999

BOC – Begin of Cycle.
EFPD – Effective Full Power Day.

Fonte: (BELIERA, 2014) e (HUET et al., 2003)

2.5.5 Experimento FUTURE

Este experimento, de responsabilidade francesa, foi realizado no reator *BR2 Mol Belgium* durante o segundo semestre de 2002 e era composto de uma placa de UMo disperso em matriz de alumínio. Neste experimento procurava-se determinar o intervalo de fluxos de calor em que poderiam operar este tipo de elemento, sendo as condições operacionais aplicadas a esta placa de combustível fornecidas na Tabela 2.5. Após 40 dias de irradiação da placa, com uma queima de 29% de U^{325}, observou-se um aumento expressivo da espessura da placa, de cerca de 13% (LEENAERS et al., 2004).

Tabela 2.5 – Resumo das características do teste FUTURE.

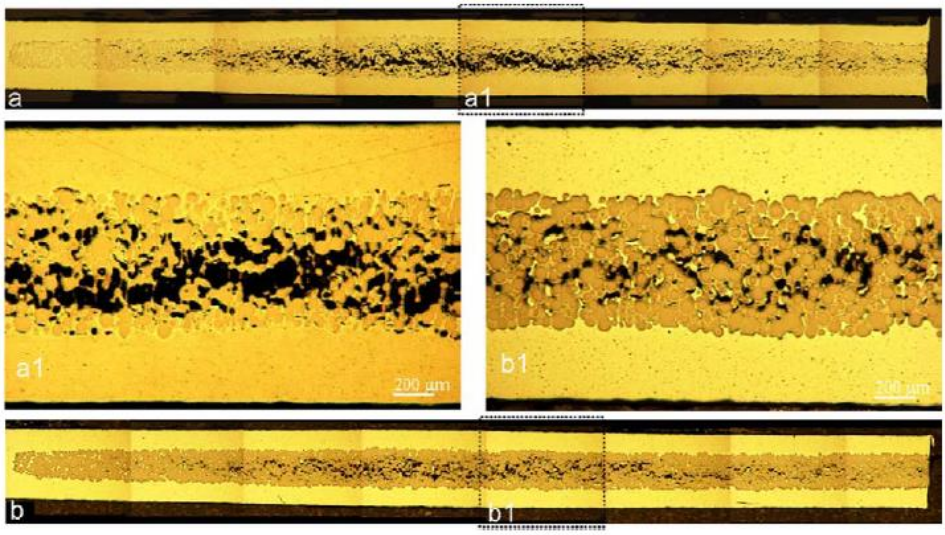
	Queima máxima (fissões/cm^3)	Temperatura máxima do revestimento – BOC	Fluxo máximo de calor (W/cm^2)	Duração EFPD	Ano do experimento
FUTURE	1,97x10^{21}	130 ºC	340	40	2002

BOC – Begin of Cycle.
EFPD – Effective Full Power Day.

Fonte: (BELIERA, 2014) e (LEMOINE e WACHS, 2007)

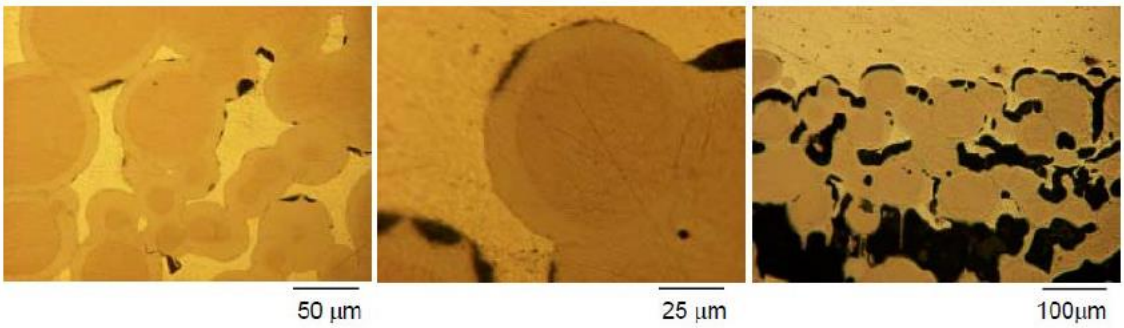
Análises realizadas na região de maior inchamento da placa mostraram uma evolução da microestrutura do núcleo combustível bastante diferente daquelas obtidas em experimentos anteriores, sendo observado, neste caso, o aparecimento de porosidade na zona de interdifusão e vazios entre a interface desta zona com a matriz de alumínio. Isto chegou a provocar a separação total entre as partículas de combustível e a matriz nas regiões de maior solicitação, como pode ser observado nas Figuras 2.9 e 2.10 (LEMOINE e WACHS, 2007).

Figura 2.9 – Metalografia na região de falha da placa de combustível do experimento FUTURA.



Fonte: (LEENAERS et al., 2004)

Figura 2.10 – Metalografia do experimento FUTURA mostrando o resultado da interação (UMo)Alx em torno das partículas de UMo, formando inicialmente porosidades de forma lenticular e, posteriormente, o descolamento do cerne da matriz.



Fonte: (LEMOINE e WACHS, 2007)

2.5.6 Experimento IRIS-2

Dando continuidade aos experimentos com placas de combustível de urânio-molibdênio disperso em matriz de alumínio, no ano de 2003 o *Commissariat à l'Energie Atomique* – CEA desenvolveu o experimento IRIS-2 com afinalidade de determinar se poderiam ser estabelecidos limites razoáveis de potência operacionais que permitissem a utilização deste tipo de combustível em uma determinada faixa de reatores. Neste experimento, foram irradiadas no reator OSIRIS quatro placas fabricadas utilizando combustível U-Mo com 7% em peso de molibdênio (LEMIONE e WACHS, 2007). A Tabela 2.6 apresenta as condições operacionais aplicadas a esta placa de combustível.

Após um período de 30 dias de irradiação, observou-se um inchamento de 250 μm na espessura de uma das placas, a qual foi retirada do reator para a realização de análises pós-irradiação. O experimento IRIS-2 foi finalizado após 58 dias de irradiação devido ao inchamento excessivo das placas restantes. As Figuras 2.11 e 2.12 ilustram as análises pós-irradiação realizadas nas placas do experimento IRIS-2.

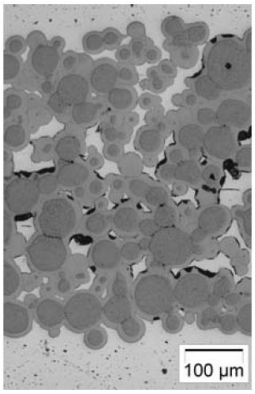
Tabela 2.6 – Resumo das características do teste IRIS-2.

	Queima máxima (fissões/cm^3)	Temperatura máxima do revestimento – BOC	Fluxo máximo de calor (W/cm^2)	Duração EFPD	Ano do experimento
IRIS-2	2,34x10^{21}	93 ºC	238	58	2003

BOC – Begin of Cycle.
EFPD – Effective Full Power Day.

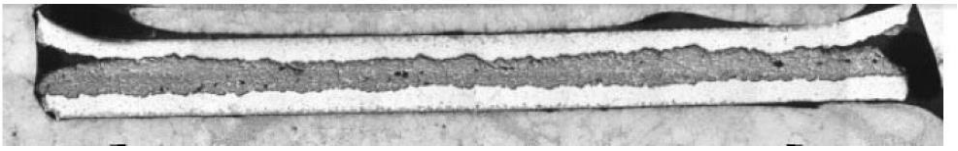
Fonte: (BELIERA, 2014) e (LEMOINE e WACHS, 2007).

Figura 2.11 – Micrografia do cerne de combustível do experimento IRIS-2 mostrando porosidades na interface da matriz de alumínio com as partículas de U-Mo.



Fonte: (LEMOINE e WACHS, 2007)

Figura 2.12 – Forma de falha nas placas de combustível utilizadas no experimento IRIS-2.



Fonte: (BELIERA, 2014).

2.5.7 Experimento RERTR-6

O experimento RERTR-6 teve por característica principal ser o primeiro experimento no qual foi irradiada uma placa de combustível de urânio-molibdênio exclusivamente monolítica (FINLAY, 2006). Neste experimento, foram utilizadas 10 mini placas monolíticas fabricadas por meio de soldagem por fricção, que foram irradiadas em densidade de potência e queima moderada, conforme ilustrado na Tabela 2.7.

Tabela 2.7 – Resumo das características do teste RERTR-6.

	Queima máxima (fissões/cm^3)	Temperatura máxima do revestimento – BOC	Fluxo máximo de calor (W/cm^2)	Duração EFPD	Ano do experimento
RERTR-6	2,81x10^{21}	<200 ºC	170	135	2005

BOC – Begin of Cycle.
EFPD – Effective Full Power Day.

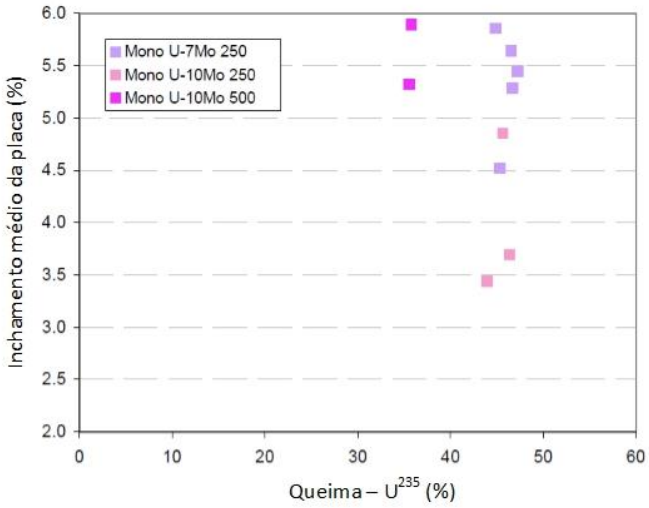
Fonte: (BELIERA, 2014) e (FINLAY, 2006).

As placas monolíticas utilizadas neste experimento eram de três diferentes tipos: 7% em peso de molibdênio e espessura de 250 µm, 10% em peso de molibdênio e espessura de 50 µm e 10% em peso de molibdênio e espessura de 500 µm.

Após o processo de fabricação das placas, foram detectadas camadas de reação uniformes e estáveis entre o combustível e o revestimento. Durante o processo de irradiação o combustível apresentou um baixo inchamento, como pode ser obervado na Figura 2.13.

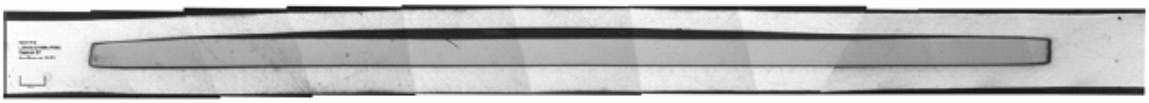
A irradiação das placas combustíveis monolíticas do experimento RERTR-6 foi considerada um sucesso e incentivou a realização de testes mais agressivos. Entretanto, o experimento demonstrou a necessidade de um maior desenvolvimento do processo produtivo das placas, visto que foi constatada uma tendência de delaminação entre o cerne de combustível e as folhas de revestimento, fato este constatado durante a operação de corte da mini placa de combustível para a realização de análises, conforme ilustrado na Figura 2.14.

Figura 2.13 – Inchamento médio em função da queima para as mini placas de UMo monolíticas irradiadas no experimento RERTR-7.



Fonte: (FYNLAY, 2006).

Figura 2.14 – Placa L2F030 (U-10Mo) com espessura do cerne de 500 µm, a qual apresentou delaminação entre o combustível e o revestimento.



Fonte: (FYNLAY, 2006).

2.5.8 Experimento RERTR-7

O experimento RERTR-7 procurou repetir os procedimentos utilizados no experimento RERTR-6, porém com a utilização de maiores potências e queimas, conforme ilustrado na Tabela 2.8.

Tabela 2.8 – Resumo das características do teste RERTR-7.

	Queima máxima (fissões/cm^3)	Temperatura máxima do revestimento – BOC	Fluxo máximo de calor (W/cm^2)	Duração EFPD	Ano do experimento
RERTR-7	4,96x10^{21}	146 ºC	300	135	2005

BOC – Begin of Cycle.
EFPD – Effective Full Power Day.

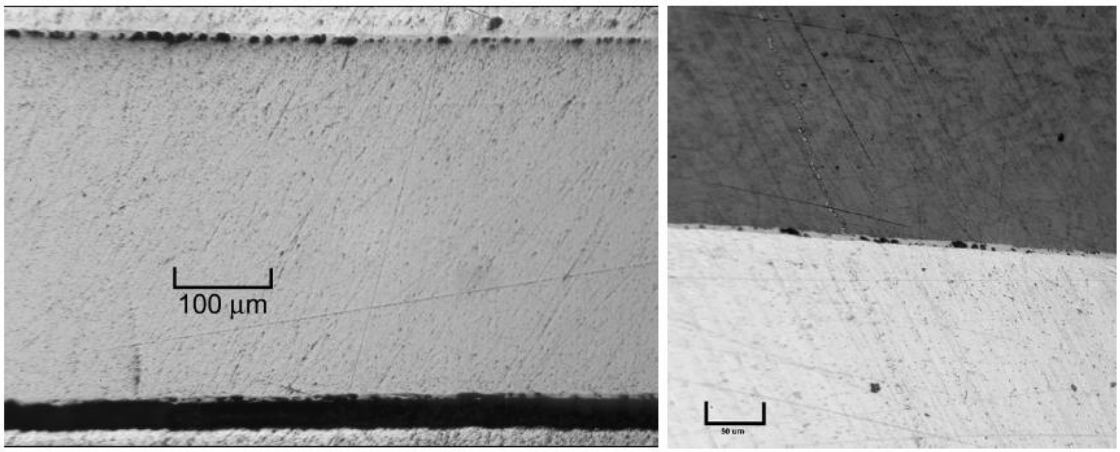
Fonte: (BELIERA, 2014) e (FINLAY, 2006).

Nas atividades conduzidas neste experimento, comprovou-se a boa estabilidade do núcleo monolítico de UMo com revestimento de alumínio. Os experimentos constaram

também o surgimento de bolhas na interface combustível/revestimento em altas queimas, conforme ilustrado na Figura 2.15 (PEREZ, D.M., 2011).

Uma ação importante realizada no experimento RERTR-7 foi a de que, pela primeira vez, foram irradiadas placas de combustível com núcleos monolíticos de UMo revestidas por placas de Zircaloy 4 que foram produzidas pela CNEA (*Comisión Nacional de Energía Atómica – Argentina*). Foram irradiadas duas mini placas que apresentaram excelente desempenho (BELIERA, 2014). Entretanto, informações relacionadas ao desempenho sob irradiação apresentado por essas placas não se encontram disponíveis na literatura.

Figura 2.15 – Surgimento de bolhas na interface combustível/revestimento das mini placas irradiadas a altas queimas no experimento RERTR-7.



Fonte: (PEREZ, 2011).

2.5.9 Experimento RERTR-8

Enquanto nos experimentos RERTR anteriores foram irradiadas placas de combustível fabricadas por meio de processos de laminação, no experimento RERTR-8 foram irradiadas, pela primeira vez, placas de combustível monolíticas fabricadas por meio do processo pressão isostática a quente (HIP – *Hot Isostatic Pressure*) (PEREZ el al., 2011), empregando composições em peso de molibdênio de 12%, 10% e 8%. As características de irradiação empregadas neste experimento encontram-se ilustradas na Tabela 2.9.

Neste experimento, especial ênfase foi dada ao comportamento das placas de combustível no que se refere ao inchamento do combustível e à formação de bolhas devido à interação entre o combustível e o revestimento.

Tabela 2.9 – Resumo das características do teste RERTR-8.

	Queima máxima (fissões/cm^3)	Temperatura máxima do revestimento – BOC	Fluxo máximo de calor (W/cm^2)	Duração EFPD	Ano do experimento
RERTR-8	7,42x10^{21}	115 ^{o}C	380	104	2006

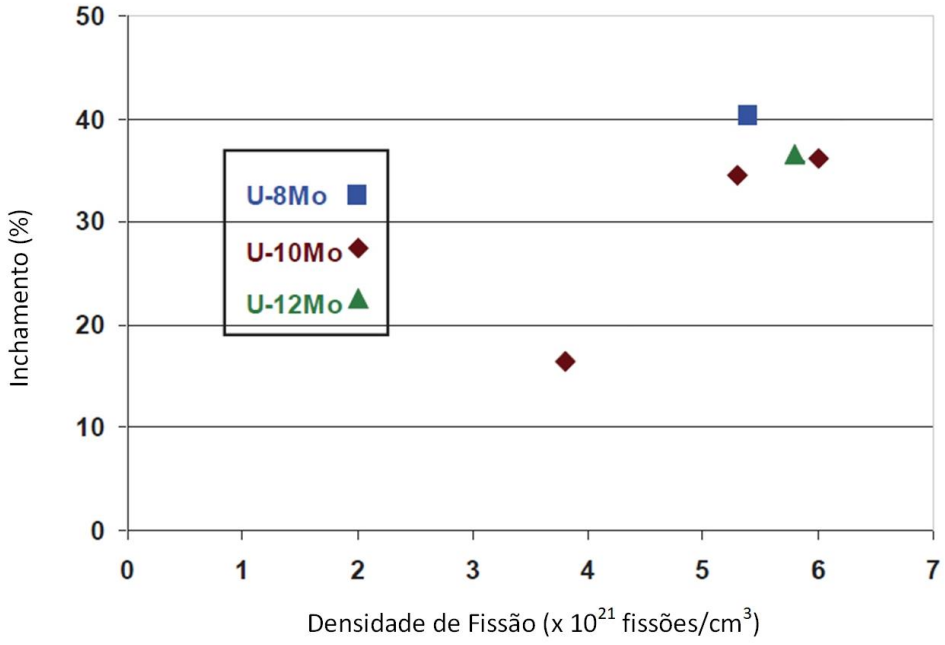
BOC – Begin of Cycle.
EFPD – Effective Full Power Day.

Fonte: (BELIERA, 2014) e (PEREZ, 2011).

Os principais resultados fornecidos nas análises de pós-irradiação deste experimento demonstraram dois aspectos principais (ROBINSON, 2013):

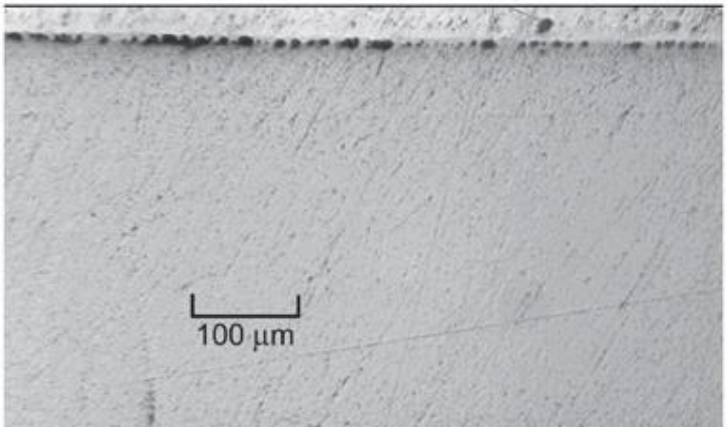
1) Inchamento do combustível uniforme e relativamente acentuado a partir de uma densidade de fissão da ordem de 4.0x10^{21} fissões/cm^3. Tal fato pode ser observado na Figura 2.16.
2) Uma elevada formação de bolhas na interface combustível/revestimento em uma densidade de fissão de aproximadamente 5.21x10^{21} fissões/cm^3, a qual pode ser observada na Figura 2.17.

Figura 2.16 – Inchamento da placa monolítica de UMo utilizada no experimento RERTR-8 (medido por meio da alteração da espessura da placa).



Fonte: (ROBINSON, 2013).

Figura 2.17 – Formação de bolhas na interface combustível/revestimento de um aplaca monolítica de UMo utilizada no experimento RERTR-8.



Fonte: (ROBINSON, 2013).

2.5.10 Experimento RERTR-9

Com a finalidade de reduzir a interação química entre o revestimento de alumínio e o cerne de UMo observada nos experimentos anteriores, no experimento RERTR-9 foram irradiadas, pela primeira vez, placas com interfaces combustível/revestimento compostas de diferentes materiais (ROBINSON, 2013). As características de irradiação empregadas neste experimento encontram-se ilustradas na Tabela 2.10.

Tabela 2.10 – Resumo das características do teste RERTR-9.

	Queima máxima (fissões/cm^3)	Temperatura máxima do revestimento – BOC	Fluxo máximo de calor (W/cm^2)	Duração EFPD	Ano do experimento
RERTR-8	7,8x10^{21}	115 ºC	315	114	2007

BOC – Begin of Cycle.
EFPD – Effective Full Power Day.

Fonte: (BELIERA, 2014) e (ROBINSON, 2013).

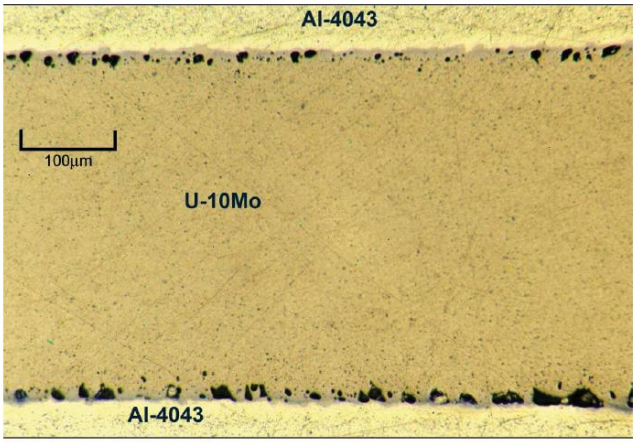
Neste experimento foram avaliadas três alternativas:

i. Aplicação de uma lâmina de AL 4043 entre o combustível e o revestimento, com a finalidade de introduzir silício na interface, do modo análogo ao processo utilizados em combustíveis à dispersão.
ii. Pulverização de alumínio-silício sobre o cerne do combustível, com o mesmo objetivo do método anterior.
iii. Aplicação de uma barreira de difusão de zircônio em torno do cerne de UMo.

As alternativas utilizando a lâmina de AL 4043 e pulverização de Al-Si no cerne do combustível não produziram melhores resultados quando comparados àqueles obtidos com contato direto do cerne de UMo com o revestimento de alumínio AL6061. Essas alternativas também levaram ao aparecimento de bolhas na interface combustível/revestimento. Tal fato pode ser observado na Figura 2.18.

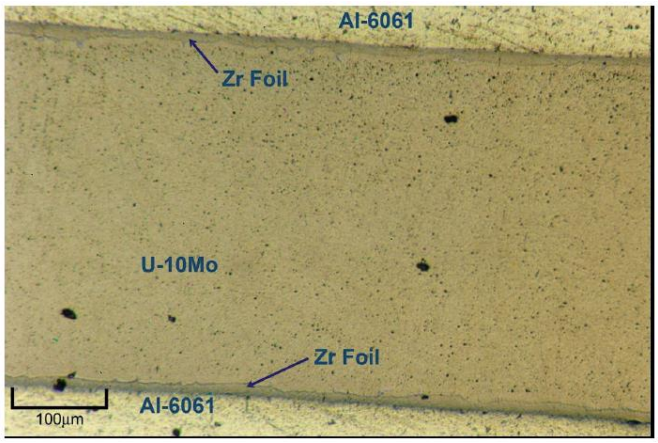
No que diz respeito à alternativa da utilização de uma barreira de difusão de zircônio em torno do cerne de UMo, foram obtidos ótimos resultados não sendo observada uma formação significativa de bolhas na interface combustível/revestimento, mesmo em densidades médias de fissão relativamente altas. Tal fato pode ser observado na Figura 2.19.

Figura 2.18 – Aparecimento de bolhas na interface do cerne de UMo com a lâmina de alumínio AL 4043 (densidade média de fissão de $6{,}1 \times 10^{21}$ fissões/cm^3).



Fonte: (ROBINSON, 2013).

Figura 2.19 – Pequena incidência de bolhas de bolhas na interface do cerne de UMo com revestimento de alumínio AL 6061 quando aplicada entre eles a barreira de difusão de zircônio (densidade média de fissão de $7{,}6 \times 10^{21}$ fissões/cm^3).



Fonte: (ROBINSON, 2013).

2.5.11 Experimentos RERTR-10A e 10B

Este experimento procurou dar continuidade aos esforços iniciados na série de experimentos RERTR-9, com a finalidade de verificar o comportamento das interfaces modificadas entre o combustível e o revestimento. As condições nas quais foram realizados esses experimentos são fornecidas na Tabela 2.11.

Tabela 2.11 – Resumo das características do experimento RERTR-10.

	Queima máxima (fissões/cm^3)	Temperatura máxima do revestimento – BOC	Fluxo máximo de calor (W/cm^2)	Duração EFPD	Ano do experimento
RERTR-10	4,91x10^{21}	125 ºC	370	101	2008

BOC – Begin of Cycle.
EFPD – Effective Full Power Day.

Fontes: (BELIERA, 2014) e (PEREZ, 2011).

No experimento RERTR-10 foram realizadas duas etapas de irradiação (PEREZ, 2011):

i. RERTR-10A, onde foram avaliadas placas de combustível monolíticas fabricadas por meio do método HIP (*Hot Isostatic Pressure*) nas quais se procurou analisar o comportamento da interface entre o combustível e a barreira de difusão de zircônio, sendo utilizadas duas espessuras distintas para esta barreira.

ii. RERTR-10B, onde foram avaliadas placas de combustível monolíticas fabricadas por meio do método FB (*Friction Bonding*). Nesta etapa foram utilizadas diversas espessuras de barreiras de difusão de nióbio e de zircônio.

Assim como verificado nos experimentos RERTR-9, os experimentos RERTR-10A e RERTR-10B mostraram um melhor comportamento da barreira de difusão de zircônio quando comparadas às outras opções, a qual apresentou uma pequena espessura de camada de interação entre a placa de zircônio e o combustível, além de produzir uma pequena quantidade de bolhas nesta interface (ROBINSON, 2013).

2.5.12 Experimentos RERTR-12-1 e RERTR-12-2

Tomando por base os experimentos RERTR-9 e RERTR-10, os quais mostraram bons resultados com placas monolíticas de UMo/alumínio utilizando barreiras de difusão de

zircônio, no experimento RERTR-12 foram irradiadas placas combustíveis deste mesmo tipo, porém em condições mais severas de irradiação (PEREZ et al., 2011).

Como pode ser observado na Tabela 2.12, foram realizadas duas etapas neste experimento. No experimento RERTR-12-1, foram utilizados fluxos de calor mais altos, com a consequente elevação da temperatura de operação da placa. No experimento RERTR-12-2, foi considerado um maior período de irradiação do combustível.

Tabela 2.12 – Resumo das características do experimento RERTR-12.

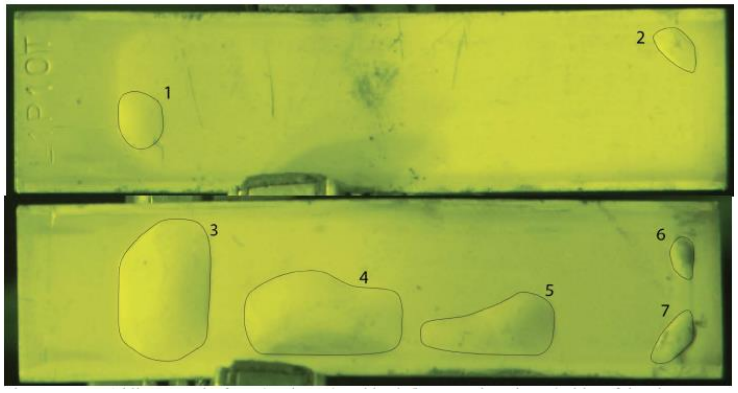
	Queima máxima (fissões/cm^3)	Temperatura máxima do revestimento - BOC	Fluxo máximo de calor (W/cm^2)	Duração EFPD	Ano do experim.
RERTR-12-1	9,15x10^{21}	140 ºC	500	90	2010
RERTR-12-2	7,71x10^{21}	120 ºC	340	149	2012

BOC – Begin of Cycle.
EFPD – Effective Full Power Day.

Fontes: (BELIERA, 2014) e (PEREZ, 2011).

Nas placas que foram submetidas a altas queimas foi constatada uma elevação significativa no número de falhas devido ao aparecimento de *blisters*, ou seja, regiões da placa de combustível em que ocorreu um empolamento. Tal efeito encontra-se ilustrado na Figura 2.20. Este efeito foi provocado por uma fratura no interior de cerne combustível, em uma região próxima à interface combustível/barreira de zircônio, como pode ser observado na Figura 2.21 (MEYER, 2012).

Figura 2.20 – Aparecimento de *blisters* na região frontal (imagem superior) traseira (imagem inferior da placa L1P10T. (densidade de fissão: média = 5.71x10^{21} fissões/cm^3 com pico = 12.1x10^{21} fissões/cm^3).

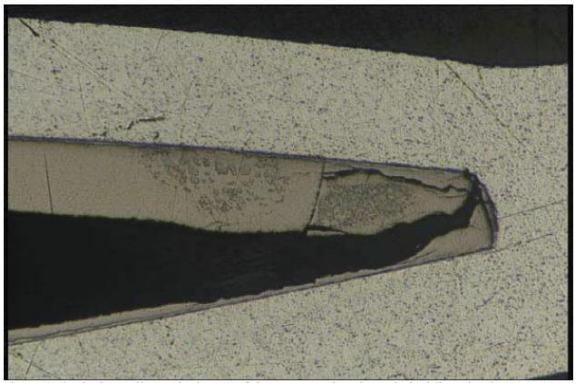


Fonte: (MEYER, 2012).

MEYER et al. (2012) identificam como causa provável para o aparecimento de *blisters* a liberação de produtos de fissão gasosos devido à interconexão da porosidade que ocorre em elevadas queimas.

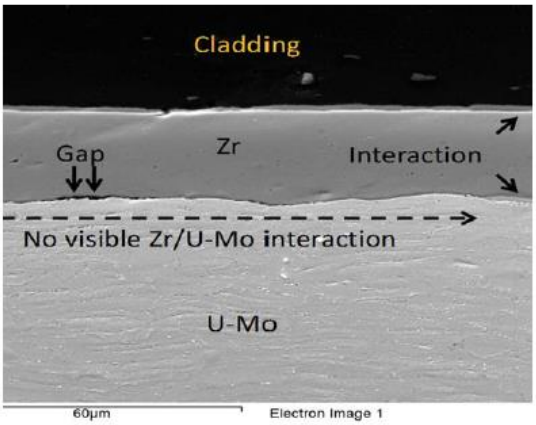
Por meio de analises de pós-irradiação, verificou-se que as placas submetidas a alta queimas que não falharam possuíam indícios de formação de uma folga (*gap*), indicando que provavelmente também iriam evoluir para condição de falha. Tal condição pode ser observada na Figura 2.22.

Figura 2.21 – Aparecimento de blisters na região frontal (imagem superior) traseira (imagem inferior da placa L1P10T. (densidade de fissão: média = 5.71×10^{21} fissões/cm^3 com pico = 12.1×10^{21} fissões/cm^3).



Fonte: (MEYER, 2012).

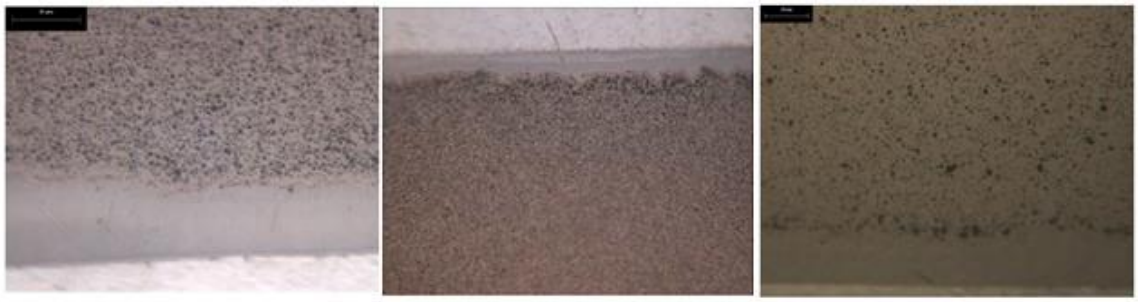
Figura 2.22 – Aparecimento de uma folga (*gap*) na interface combustível/barreira de zircônio.



Fonte: (RICE, 2015).

As placas que operaram em condições de fluxo de calor mais elevada, em condições normais de queima apresentaram bom comportamento, como pode ser observado na Figura 2.23 (RICE et al., 2015).

Figura 2.23 – Condições normais da interface combustível/barreira de zircônio.



Fonte: (RICE, 2015).

2.6 Comentários Relativos ao Desenvolvimento de Placas de Combustível de UMo

Os experimentos apresentados nos itens anteriores representam uma boa amostra dos testes realizados até o presente momento visando o desenvolvimento de placas de combustível de urânio-molibdênio, tanto em sua forma dispersa quanto na forma monolítica. Entretanto, vários outros testes foram e ainda estão sendo realizados por diferentes grupos de pesquisa, como por exemplo experimentos AFIP-2 (PEREZ, 2011), AFIP-3 (PEREZ, 2012), AFIP-4 (PEREZ, 2012), AFIP-6 (PERES, 2012) e AFIP-7 (PEREZ, 2012) e os experimentos realizados nos reatores russos MIR e VVR-M (VATULIM et al., 2002), entre outros.

No entanto, considera-se que a análise relacionada aos experimentos apresentados no Item 2.5 seja suficiente para demonstrar que o processo de desenvolvimento da placa de combustível monolítica de urânio-molibdênio vem apresentando significativos progressos, sendo uma forte candidata para a substituição dos núcleos de reatores de pesquisas de alto fluxo, além de possuir uma boa possibilidade de ser utilizada em reatores de potência refrigerados a água pressurizada (PWR). Adicionalmente, a utilização de ligas de zircônio como material de revestimento mostra ser uma solução interessante visto que, além de apresentarem uma menor reação química com o combustível, apresentam propriedades nucleares e mecânicas melhores que as do alumínio.

Assim sendo, o desenvolvimento de um programa computacional para a análise do desempenho dessas placas de combustível pode contribuir de maneira significativa no processo de desenvolvimento deste tipo de combustível.

Levando-se tal fato em consideração, será focado a partir deste ponto o processo de desenvolvimento do programa computacional PADPLAC-UMo, o qual tem por objetivo

analisar o desempenho das placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio quando submetidas à condição de operação em regime permanente.

3 MODELAGEM DO PROGRAMA COMPUTACIONAL PADPLAC-UMo

Para que um programa computacional possa ser utilizado no processo de simulação e análise do desempenho do combustível nuclear em condições operacionais, ele deve possuir algumas características fundamentais, independentemente do tipo de combustível nuclear que irá analisar. Em linhas gerais, o programa computacional deve:

- Permitir a inserção de diversos incrementos de tempo com os respectivos perfis de potência de modo a representar as diferentes condições operacionais às quais o combustível nuclear será submetido ao longo de sua vida útil;
- Efetuar a análise térmica do combustível e do revestimento;
- Efetuar a análise mecânica do conjunto combustível-revestimento;
- Determinar a influência de fenômenos advindos das condições de irradiação, como inchamento e liberação de gases de fissão, e de seus impactos no comportamento do conjunto combustível/revestimento.

Evidentemente, diversas outras condições de caráter geral ou específicas para um determinado tipo de combustível devem ser consideradas. Nos itens a seguir serão descritas, de forma detalhada, as diversas características que serão implementadas no programa computacional PADPLAC-UMo, as quais irão permitir que sejam realizadas análises do desempenho de placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio operando em condições de regime permanente em reatores refrigerados a água leve pressurizada.

Inicialmente, será apresentada a estrutura lógica do programa computacional ora proposto. Em seguida, serão apresentados os modelos físicos e matemáticos desenvolvidos com a finalidade de simular o comportamento operacional deste tipo de placa de combustível.

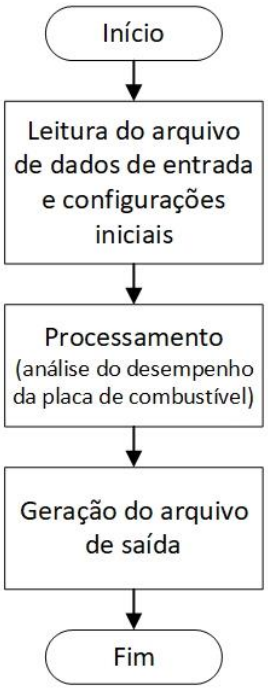
3.1 Estrutura Lógica do Programa PADPLAC-UMo

Para que seja possível obter uma melhor compreensão relativa à finalidade dos diversos modelos físicos e matemáticos que serão desenvolvidos para o programa computacional PADPLAC-UMo, será apresentada neste item a estrutura funcional proposta para esse programa.

Como todo programa computacional, o programa PADPLAC-UMo é constituído de três blocos fundamentais: (1) bloco de entrada de dados e configurações iniciais, (2) bloco

de processamento e, (3) bloco de saída de resultados. Esta estrutura básica é apresentada no fluxograma fornecido na Figura 3.1.

Figura 3.1– Fluxograma com os blocos básicos que constituem o programa computacional PADPLAC-UMo.

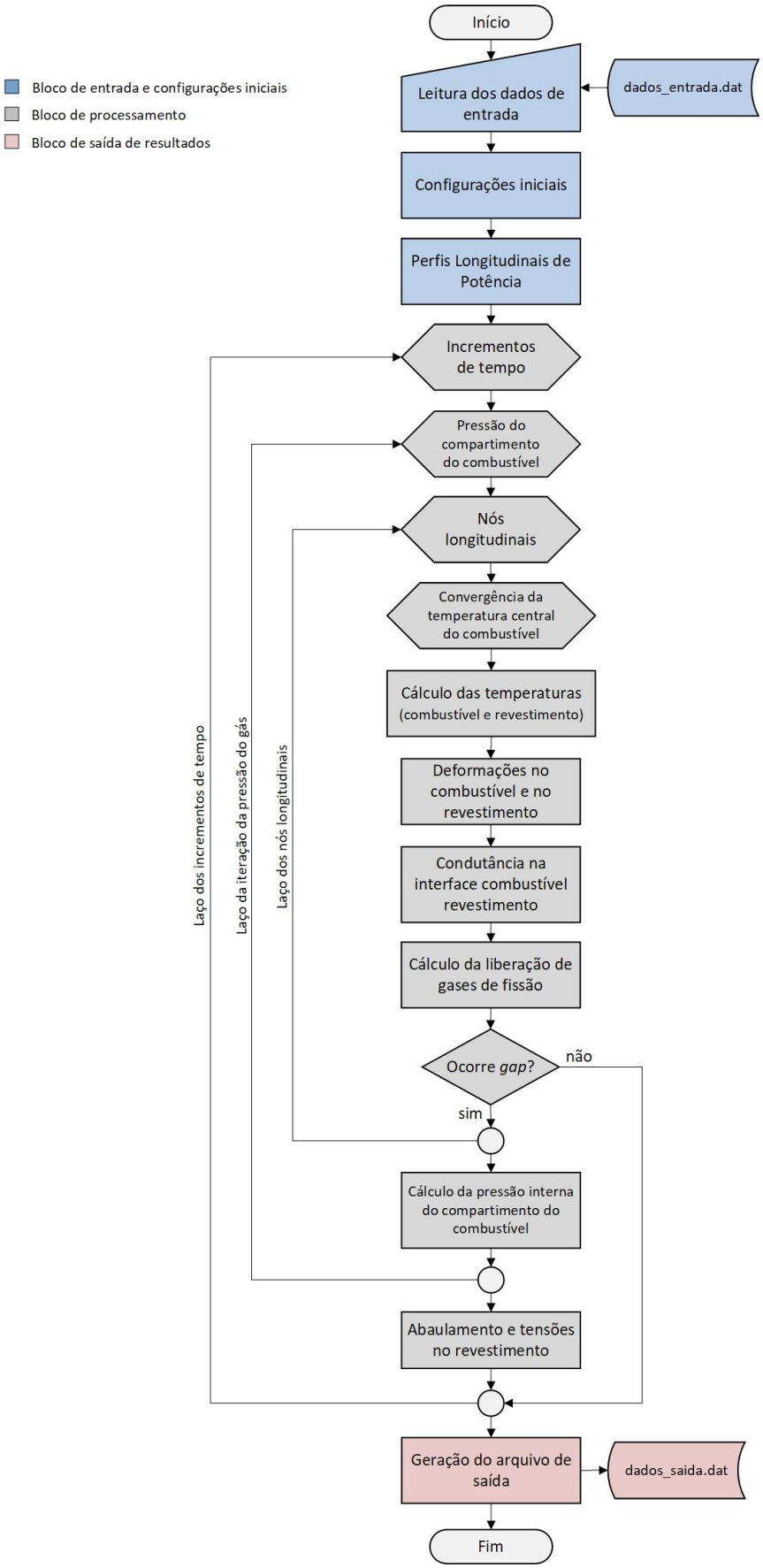


Fonte: Autor da tese.

O primeiro bloco – Leitura de Dados de Entrada e Configurações Iniciais – tem por finalidade permitir que sejam inseridos no programa todos os dados de entrada necessários à execução das simulações. Esses dados são fornecidos por meio de um arquivo tipo texto (dados_entrada.dat) cuja estrutura será explicada posteriormente no Capítulo 4. Neste módulo também são estabelecidos os perfis longitudinais de potência que serão aplicados à placa de combustível durante os diversos incrementos de tempo considerados em uma simulação.

O segundo bloco – Processamento – constitui a estrutura principal do sistema. Nele são executados todos os modelos físicos e matemáticos desenvolvidos, os quais se encontram distribuídos em três laços de repetição, que são: (1) laço dos incrementos de tempo; (2) laço de convergência da pressão do gás; e (3) laço dos nós longitudinais. Essa estrutura é melhor visualizada na Figura 3.2.

Figura 3.2 – Fluxograma do programa computacional PADPLAC-UMo.



Fonte: Autor da Tese.

Em linhas gerais, a estrutura funcional do bloco *Processamento* envolve, inicialmente, a seleção de um incremento de tempo e do perfil de potência aplicado a este incremento de tempo. Para este incremento de tempo são computadas as temperaturas no combustível e no revestimento, as deformações do combustível e deformações e tensões do revestimento e a condutância na interface combustível-revestimento para cada elemento longitudinal do combustível. Em seguida, é computada, se ocorrer, a fração de gás de fissão liberado pelo elemento longitudinal de combustível que está sendo considerado e, em função da quantidade de gás liberado, é verificada a existência ou não da folga (*gap*) entre a superfície do cerne e a superfície interna do revestimento. Caso ocorra a folga, é computada de modo interativo, a pressão total de gás no compartimento do combustível e verificado se ocorrem deformações no revestimento que irão alterar ainda mais as condições da interface combustível-revestimento e, consequentemente, a condutância nesta interface. Caso não exista a ocorrência de uma folga (*gap*), o cálculo da pressão interna do compartimento do combustível não é realizado. Esse procedimento é repetido até que todos os incrementos de tempo fornecidos tenham sido considerados.

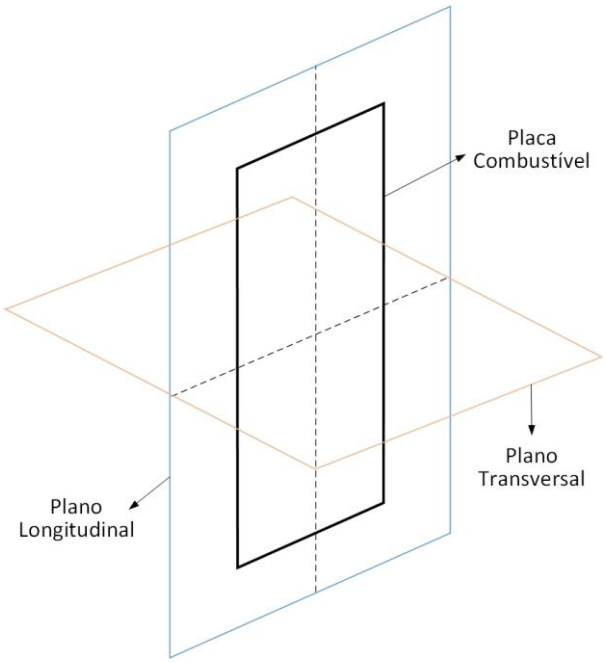
Uma vez que todos os incrementos de tempo tenham sido considerados, entra em ação o terceiro e último bloco do sistema – Geração do Arquivo de Saída, o qual gera um arquivo tipo texto (dados_saida.dat), que fornece uma listagem com os principais resultados obtidos no processo de simulação.

3.2 Configurações Iniciais e Modelos Físicos e Matemáticos Utilizados no Programa PADPLAC-UMo

No item anterior, procurou-se fornecer uma visão geral da estrutura de processamento utilizada pelo programa PADPLAC-UMo de modo a permitir uma melhor compreensão da necessidade dos diversos modelos físicos e matemáticos utilizados pelo programa. Foi também fornecido na Figura 3.2 um fluxograma com a sequência lógica das análises efetuadas pelo programa.

Nos próximos itens serão apresentadas as configurações iniciais necessárias à execução do programa, bem como os diversos modelos físicos e matemáticos implantados no código para a realização das análises desejadas. Diversos desses modelos são estabelecidos levando-se em consideração uma geometria cartesiana (plana), para a qual foram estabelecidos os planos de referência ilustrados na Figura 3.3.

Figura 3.3 – Planos de referência utilizados nos modelos desenvolvidos para o código.



Fonte: Autor da Tese.

3.2.1 Determinação do Perfil de Potência Longitudinal Aplicado à Placa de Combustível

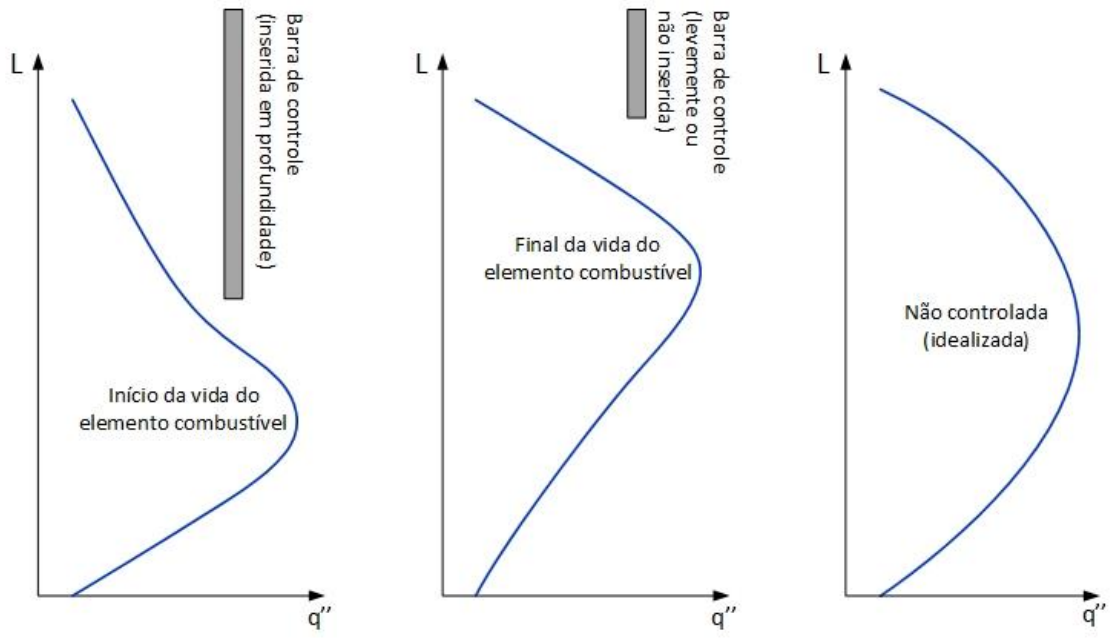
Nos reatores nucleares, o comportamento térmico do núcleo está diretamente relacionado à distribuição do fluxo de nêutrons que ocorre em seu interior. Entretanto, diversas características tais como, material estrutural, turbulência nos canais de refrigeração e inserção parcial de varetas de controle, entre outros, interferem significativamente na distribuição neutrônica, tornando esta análise extremamente complexa (LAMARSH e BARATTA, 2001). Assim sendo, o estudo da distribuição neutrônica e de sua consequente conversão em calor se encontra fora do escopo do programa computacional desenvolvido neste trabalho visto que, em geral, essas informações são fornecidas por programas computacionais desenvolvidos especificamente para a análise neutrônica de reatores.

Porém, para a realização de uma análise do comportamento térmico da placa de combustível, se torna necessário obter o perfil longitudinal de potência aplicado a esta, o qual é consequência direta da distribuição axial de potência existente no núcleo do reator.

De acordo com (TONG e WEISMAN, 1979), em núcleos cilíndricos de reatores de potência refrigerado a água leve pressurizada, são encontradas três situações usuais de distribuição de perfil axial de potência: (1) distribuição no início da vida dos elementos de combustível, com uma parte das barras de controle inseridas em profundidade; (2)

distribuição no final da vida dos elementos de combustível, com barras de controle levemente ou não inseridas; e (3) distribuição idealizada, baseada em uma curva do tipo cosseno. Essas distribuições encontram-se esquematicamente ilustradas na Figura 3.4.

Figura 3.4 – Distribuição axial de potência no núcleo de um reator PWR típico.



Fonte: (TONG e WEISMAN, 1979)

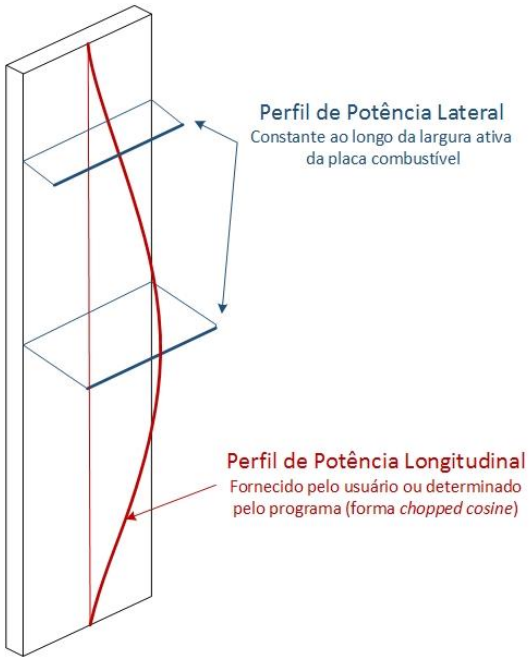
Levando-se em consideração os perfis axiais de potência ilustrados na Figura 3.4, conclui-se que um programa computacional que tenha por objetivo simular o desempenho de uma placa de combustível para esta classe de reatores deva considerar essas diferentes formas de perfis longitudinais de potência, as quais ocorrem ao longo da vida do elemento de combustível.

Deste modo, para permitir que sejam realizadas simulações envolvendo todas as possibilidades de distribuição axial de potência, o programa computacional PADPLAC-UMo possui duas opções distintas para a inserção de perfis longitudinais de potência: (1) perfis fornecidos pelo usuário e; (2) perfis determinados pelo próprio programa baseados na forma pré-definida de cosseno cortado (*chopped cosine*). Essas duas opções não podem ser utilizadas de modo simultâneo pelo programa, ou seja, se em uma determinada simulação for selecionada a opção de inserção de perfis longitudinais de potência fornecidos pelo usuário, todos os perfis devem ser fornecidos pelo usuário. Se for selecionada a opção de

perfis do tipo cosseno cortado, todos os perfis de potência utilizados na simulação serão determinados pelo programa.

É importante ressaltar que, para a determinação do perfil longitudinal de potência na placa de combustível, é realizada uma simplificação no que diz respeito à variação deste perfil com relação à largura da placa. Diferentemente das varetas de combustível, onde a dimensão radial é bastante reduzida em relação à dimensão axial, fazendo com que praticamente inexistam variações do perfil de potência ao longo da direção radial, no caso da placa de combustível a razão entre o comprimento e a largura da placa de combustível não é tão desprezível, fazendo com que possam ocorrer pequenas variações do perfil longitudinal de potência ao longo da largura da placa de combustível. Tal variação não é considerada pelo programa PADPLAC-UMo, ou seja, é considerado que o perfil longitudinal de potência é constante ao longo de toda a largura da placa de combustível, como pode ser observado na Figura 3.5.

Figura 3.5 – Distribuição longitudinal e lateral de potência em uma placa de combustível.



Fonte: Autor da tese.

3.2.1.1 Perfis de Potência da Forma Cosseno Cortado (*chopped cosine*)

Conforme ilustrado na Figura 3.4, uma das possíveis distribuições axiais de potência em um núcleo de reator cilíndrico, sem perturbações e homogêneo, é a distribuição

idealizada baseada em uma curva do tipo cosseno, distribuição esta que ocorre quando não é considerado o efeito das barras de controle.

Entretanto, uma vez que sejam levadas em consideração os elementos refletores, refrigerante e outros componentes do núcleo, os perfis de potência axial tornam-se deformados com relação à curva idealizada, embora o pico de potência ainda ocorra em uma região próxima do centro do núcleo (TONG e WEISMAN, 1979). Para considerar o efeito desses fatores na determinação do perfil axial de potência, são utilizados os fatores de canal quente.

Fatores de canal quente são valores calculados para levar em consideração as incertezas e as tolerâncias utilizadas na fabricação do núcleo do reator, as quais podem acarretar em desvios das especificações estabelecidas em projeto para o núcleo (EL-WAKIL, 1971). Assim sendo, o fator de canal quente tem papel importante na determinação do perfil de potência idealizado, visto que a limitação do valor do fluxo de pico em um núcleo está diretamente relacionado a este fator.

De acordo com (WEISMAN, 1983), a distribuição aproximada do fluxo axial idealizado em um reator térmico pode ser representada pela curva fornecida na Figura 3.6.

Considerando que o perfil axial de potência para a condição idealizada segue a forma apresentada pela curva fornecida na Figura 3.6, a taxa de variação de calor linear axial pode ser definida pela Equação 3.1 (WEISMAN, 1983):

$$q'(z) = q'_p \cos\left(\frac{\pi z}{L_0}\right) \tag{3.1}$$

onde:

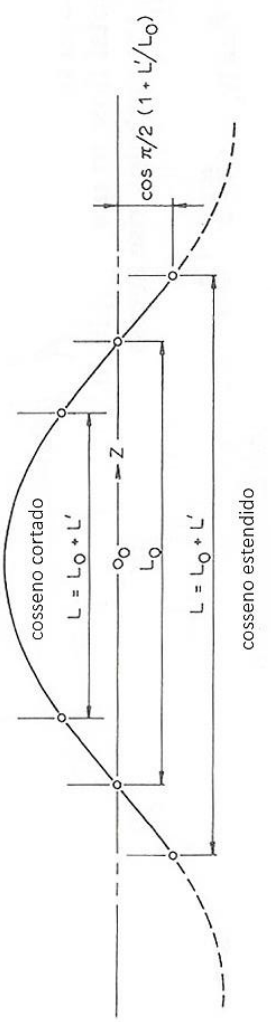
$q'(z)$ = taxa de calor linear em uma determinada posição z.

q'_p = valor de pico da taxa de calor linear em uma determinada posição z.

L_0 = comprimento entre $\theta = -\pi/2$ e $\theta = \pi/2$ (ver Figura 3.6).

Deste modo, a taxa de calor linear q' em uma determinada altura axial z pode ser expressa como uma função de q'_p, correspondente ao pico do fluxo. Entretanto, o uso da Equação 3.1 requer o conhecimento de L_0 que, em geral, não é um valor conhecido.

Figura 3.6 – Distribuição aproximada do fluxo axial idealizado em núcleos de reatores térmicos.



L_0 = comprimento entre θ = -π/2 e θ = π/2
L = comprimento real do reator
L' = diferença entre o comprimento real do reator e a metade do comprimento de um ciclo do cosseno (no caso de cosseno cortado, *L'* é negativo. Para cosseno estendido, *L'* é positivo).

Fonte: (WEISMAN, 1983).

Uma forma de contornar esse problema é a utilização do fator de canal quente que, em geral, é um valor conhecido. De acordo com (WEISMAN, 1983), para esta condição o fator de canal quente pode ser definido pela Equação 3.2.

$$F_Z^N = \frac{1}{\frac{2}{L}\int_0^{L/2} \cos\left(\frac{\pi z}{L_0}\right) dz} \tag{3.2}$$

Considerando que o comprimento do núcleo do reator L é dado pela equação 3.3,

$$L = L_0 + L' \tag{3.3}$$

a Equação (3.2) pode ser reescrita como:

$$F_Z^N = \frac{\pi\left(1 + {L'}/{L_0}\right)}{2\sin\left[{\pi}/{2}\left(1 + {L'}/{L_0}\right)\right]} \tag{3.4}$$

Como o fator de canal quente (F_Z^N) é conhecido, obtém-se assim a razão *L'/L₀* para fatores de canal quente menores ou igual a 1,57 (π/2), correspondentes à curva cosseno cortado. Fatores maiores que 1,57 correspondem à curva de cosseno estendido (ver Figura 3.6).

Entretanto, em alguns casos, poderão ocorrer fatores de canal quente superiores a 1,57 (WEISMAN, 1983). Neste caso, para a determinação de *q''(z)* é utilizada a relação que fornece a distribuição para a forma de cosseno estendido (ver Figura 3.6), a qual é dada pela Equação (3.5).

$$q''(z) = q''_p\left[\frac{\cos\left({\pi z}/{L_0}\right) - \cos\left({\pi}/{2}\left(1 + {L'}/{L_0}\right)\right)}{1 - \cos\left({\pi}/{2}\left(1 + {L'}/{L_0}\right)\right)}\right] \tag{3.5}$$

Da mesma forma, o fator de canal quente (F_Z^N) para a condição da distribuição na forma de cosseno estendido é dada pela Equação 3.6.

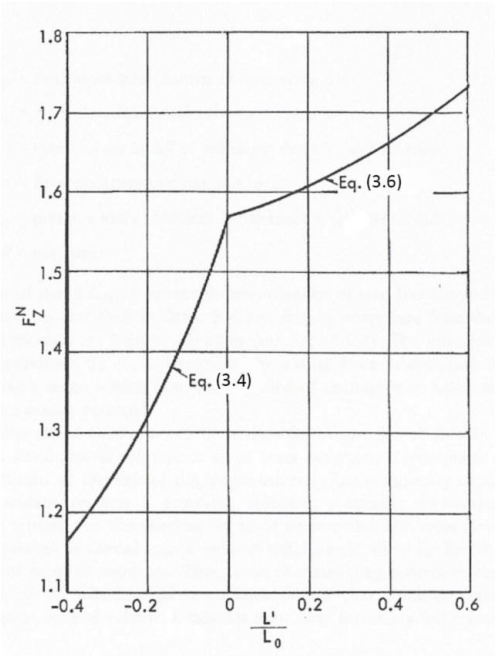
$$F_Z^N = \frac{1 - \cos\left[{\pi}/{2}\left(1 + {L'}/{L_0}\right)\right]}{\frac{2}{\pi\left(1 + {L'}/{L_0}\right)}\sin\left[{\pi}/{2}\left(1 + {L'}/{L_0}\right)\right] - \cos\left[{\pi}/{2}\left(1 + {L'}/{L_0}\right)\right]} \tag{3.6}$$

Assim sendo, valores de *L'/L₀* podem ser obtidos para o caso no qual sejam utilizados fatores de canal quente maiores que 1,57, correspondentes à curva cosseno estendido.

A Figura 3.7 plota as curvas correspondentes às relações (3.4) e (3.6), as quais representam, respectivamente, as relações entre o fator de canal quente (F_Z^N) em função da relação *L'/L₀* quando $F_Z^N \leq 1{,}57$ (Equação 3.4) e $F_Z^N > 1{,}57$ (Equação 3.6).

A relação *L'/L₀* representa a proporção em que o meio período da função cosseno para a distribuição idealizada é cortado (para a condição de cosseno cortado) ou estendido (para a condição de cosseno estendido).

Figura 3.7 – Curva do fator de canal quente $\left(F_Z^N\right)$ pela razão L'/L_0.



Fonte: (WEISMAN, 1983).

3.2.1.2 Perfis de Potência Fornecidos pelo Usuário

Neste caso, a inserção de todas as informações que envolvem a configuração do perfil longitudinal de potência associado à placa de combustível é de responsabilidade do usuário, procedimento semelhante ao adotado pelos programas FRAPCON e TRANSURANUS. Essas informações envolvem a taxa de calor linear média aplicada à placa de combustível e os pares razão da potência linear média e altura da placa na qual essa razão se encontra aplicada.

Desta forma, o valor da taxa de calor linear em cada nó longitudinal é obtido por meio da Equação (3.7).

$$q'(z) = r_{zplm} \cdot q'_{media} \tag{3.7}$$

q'(z) = taxa de calor linear em uma determinada posição z (kW/m).

$q'_{média}$ = valor da taxa de calor linear média aplicada à placa de combustível (kW/m).

r_{zplm} = razão da potência linear média aplicada em uma determinada elevação na altura ativa da placa de combustível (adimensional).

Para a determinação dos segmentos lineares da placa de combustível nos quais serão realizadas as análises térmicas e mecânicas, é feita uma segmentação da altura ativa da placa de combustível de modo que se tenha a distribuição de segmentos ilustrados na Figura 3.8. Nesta figura se pode notar que o primeiro e o último segmentos possuem dimensão igual a $\Delta_h/2$. Tal recurso foi utilizado para que o número de segmentos corresponda exatamente ao número de nós longitudinais fornecidos pelo usuário. O valor de Δ_h é obtido por meio da Equação 3.8.

$$\Delta_h = \frac{l_{ativ}}{n_{long}} \tag{3.8}$$

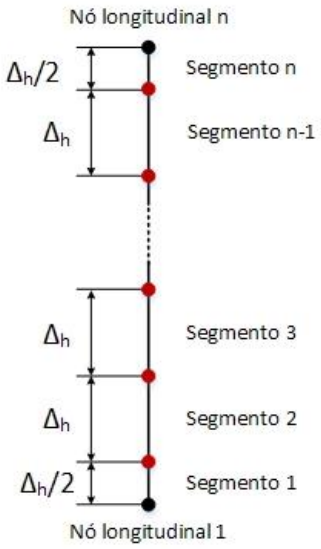
onde,

Δ_h = valor do passo referente à divisão do comprimento ativo da placa de combustível em função do número de nós longitudinais (m).

l_{ativ} = comprimento ativo da placa de combustível (m).

n_{long} = número de nós longitudinais fornecidos pelo usuário.

Figura 3.8 – Segmentação da altura ativa da placa de combustível.

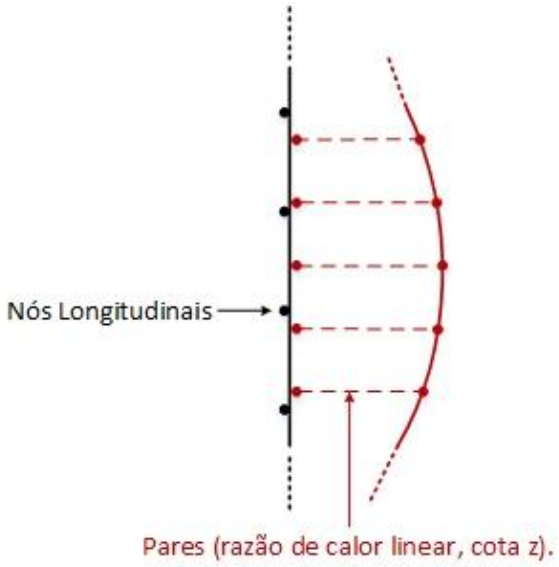


Fonte: Autor da tese.

Uma característica importante relativa ao programa computacional PADPLAC-UMo reside no fato de que este permite que os nós longitudinais não coincidam com os pontos fornecidos para a determinação do perfil longitudinal de potência, conforme ilustrado na Figura 3.9. Isto se deve ao fato de que os nós longitudinais são especificados pelo usuário tendo em mente a realização de análises térmicas e mecânicas da placa de combustível, enquanto os perfis longitudinais de potência são fornecidos por meio de análises neutrônicas

externas ao sistema, o que não garante, obrigatoriamente, que os pontos longitudinais escolhidos pelo usuário coincidam com os pontos que definem os perfis de potência aplicados à placa de combustível.

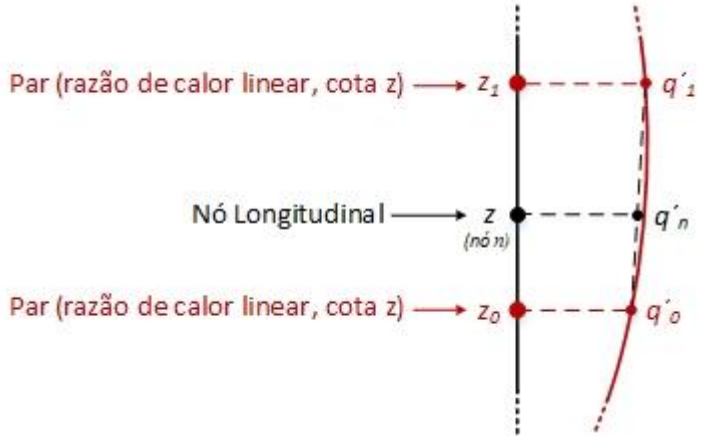
Figura 3.9 – Não coincidência entre os nós longitudinais e os pares (q,z).



Fonte: Autor da tese.

Deste modo, para determinar o calor da taxa de calor linear em um determinado nó axial é realizada uma interpolação linear levando em consideração os valores das taxas de calor linear imediatamente acima e abaixo do nó longitudinal selecionado, conforme ilustrado na Figura 3.10.

Figura 3.10 – Interpolação para a determinação de q´ em um determinado nó longitudinal.



Fonte: Autor da tese.

Logo, a determinação da taxa de calor linear em um determinado nó axial é obtida por meio da Equação 3.9.

$$q'_n = q'_0 + \left[\frac{(z - z_0)}{(z_1 - z_0)}(q'_1 - q'_0)\right] \tag{3.9}$$

onde:

q'_n = taxa de calor linear no nó *n*.

q'_0 = taxa de calor linear no par (z_0, q'_0) anterior ao nó *n*.

q'_1 = taxa de calor linear no par (z_1, q'_1) posterior ao nó *n*.

z = elevação y do nó *n*.

z_0 = elevação do par (z_0, q'_0) anterior ao nó *n*.

z_1 = elevação do par (z_1, q'_1) posterior ao nó *n*.

Deste modo, pode-se então determinar o fluxo de calor nos nós axiais da placa de combustível utilizando-se para isso a Equação 3.10.

$$q''_n = \frac{q'_n}{l_{at}} \tag{3.10}$$

onde:

q''_n = fluxo de calor no nó *n* (W/m).

q'_n = taxa de calor linear no nó *n* (W/m).

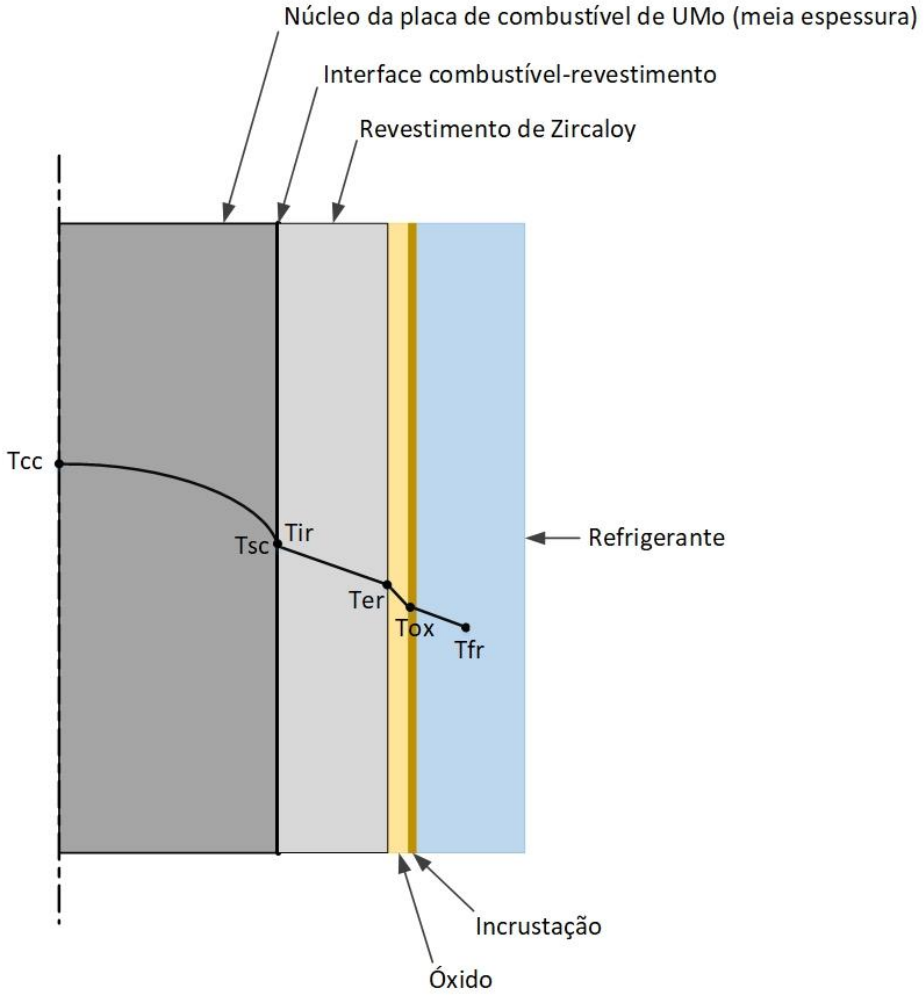
l_{at} = largura ativa da placa de combustível (m).

3.3 Modelagem do Comportamento Térmico da Placa de Combustível

Uma vez determinado o perfil longitudinal de potência aplicado à placa de combustível, pode-se dar início à determinação da distribuição de temperaturas ao longo da seção transversal da placa de combustível. Considerando que neste tipo de combustível as dimensões longitudinal e transversal são significativamente maiores que a espessura da placa, será considerado que o fluxo de calor é unidimensional, e se dá predominantemente ao longo da espessura da placa de combustível. A distribuição de temperaturas ao longo da meia espessura de uma Placa de combustível é ilustrada, de maneira esquemática, na Figura 3.11.

Como ponto de partida para o cálculo dessas temperaturas, é utilizada a temperatura de entrada do fluído refrigerante no núcleo, a qual é um dado de entrada do programa. Tal procedimento também é adotado pelo programa de analise de desempenho de varetas de combustível FRAPCON.

Figura 3.11 – Distribuição de temperaturas na seção transversal da placa de combustível.



Tcc = Temperatura no centro da placa de combustível
Tsc = Temperatura na superfície externa do combustível
Tox = Temperatura na camada de óxido
Tir = Temperatura interna do revestimento
Ter = Temperatura externa do revestimento
Tfr = Temperatura do fluído refrigerante

Fonte: Autor da tese.

A esta temperatura será adicionado um ganho correspondente ao calor gerado pelo segmento longitudinal 1. Esta nova temperatura, mais elevada, é aplicada como entrada ao segmento longitudinal 2 do canal do refrigerante, onde novamente será adicionado um ganho correspondente ao calor gerado pelo segmento longitudinal 2, e assim por diante, até o último segmento axial.

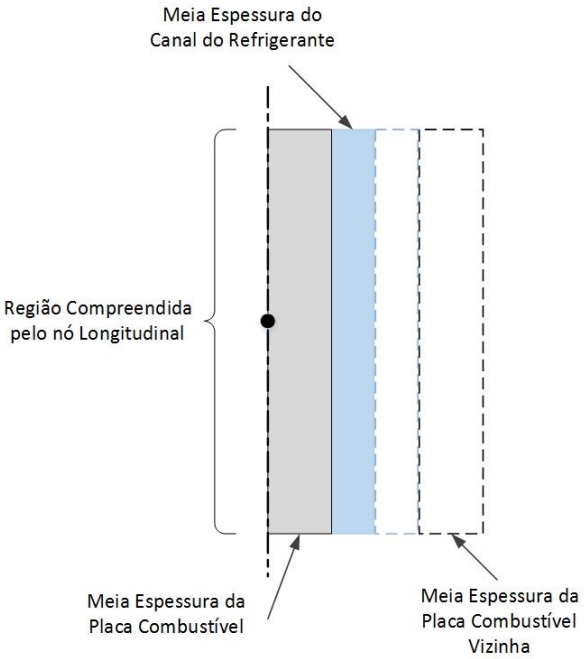
No que se refere à distribuição transversal de temperaturas em um determinado segmento, parte-se da temperatura do fluído refrigerante e, em seguida, se determina a elevação da temperatura em cada uma das barreiras térmicas, isto é, camada de óxido e incrustação, revestimento, interface combustível-revestimento e combustível. Essas elevações de temperaturas são obtidas em função do fluxo de calor aplicado ao segmento e das propriedades de cada um desses materiais.

O procedimento utilizado para o cálculo das temperaturas descritas acima é apresentado nos tópicos fornecidos a seguir.

3.3.1 Cálculo da Temperatura do Refrigerante

O cálculo da elevação da temperatura do refrigerante ao longo do canal de refrigeração é realizado considerando-se como volume de controle a metade da espessura do canal do refrigerante, levando-se em consideração que a outra metade se encontra relacionada à placa de combustível vizinha conforme ilustrado na Figura 3.12.

Figura 3.12 – Condição utilizada para a determinação da temperatura do refrigerante em um determinado nó longitudinal.



Fonte: Autor da tese.

Para a determinação do ganho de temperatura em um fluído escoando em um canal retangular aquecido através de um comprimento *dz*, pode-se utilizar a seguinte equação de balanço de energia (ÇENGEL, 2015):

$$G.C_p.dT = q'''.A_{cr}.dz \tag{3.16}$$

Desenvolvendo a Equação 3.16 para o caso em questão, tem-se que:

$$T_{ref} = T_{ent} + \int_0^z \left[\frac{q''.A_{cr}}{e_{ec}.C_p.G}\right] dz \tag{3.17}$$

onde:

T_{ref} = temperatura do refrigerante em um determinado nó longitudinal (K).

T_{ent} = temperatura de entrada do refrigerante (K).

q''' = taxa de calor volumétrica no nó axial da placa de combustível (W/m^3).

q'' = fluxo de calor no nó axial da placa de combustível (W/m^2).

C_p = calor específico do refrigerante (J/kg.K).

G = fluxo mássico do refrigerante (kg/s).

A_{cr} = área do canal do refrigerante (m^2).

L_{apc} = largura aquecida da placa de combustível (m).

e_{ec} = espessura do cerne de combustível (m).

De acordo com Geelhood el al. (2017), a capacidade térmica da água varia em função da temperatura. Deste modo, a capacidade térmica do refrigerante pode ser obtida por meio do conjunto de equações fornecidos a seguir:

$$C_p = 2{,}39 \times 10^5 \quad para\ \ T_{ref} < 544\ K \tag{3.18}$$

$$C_p = 2{,}39 \times 10^5\left[1 + 7{,}73 \times 10^{-4}\left(1{,}8T_{ref} - 979{,}4\right)\right] \quad para\ \ 544\ K \leq T_{ref} < 583\ K \tag{3.19}$$

$$C_p = 2{,}39 \times 10^5\left[1 + 2{,}95 \times 10^{-3}\left(1{,}8T_{ref} - 1031.0\right)\right] \quad para\ \ T_{ref} > 340\ °C \tag{3.20}$$

onde:

C_p = capacidade térmica do refrigerante (J/kg.°C).

Ter_f = temperatura do refrigerante (°C).

3.3.2 Determinação da Temperatura na Superfície Externa da Placa de Combustível

Para condições em que não haja a ocorrência de ebulição nucleada, (GEELHOOD e LUSCHER, 2014) fornecem a Equação 3.21 para a obtenção da temperatura na superfície externa do revestimento:

$$T_{er}(z) = T_{ref}(z) + \Delta T_{cf}(z) + \Delta T_{inc}(z) + \Delta T_{ox}(z) \tag{3.21}$$

onde:

$T_{er}(z)$ = temperatura externa do revestimento na cota z da placa de combustível (K).

$T_{ref}(z)$ = temperatura do refrigerante na cota z da placa de combustível (K).

$\Delta T_{cf}(z)$ = queda de temperatura por convecção forçada no filme na cota z da placa de combustível (K).

$\Delta T_{inc}(z)$ = queda de temperatura na incrustação na cota z da placa de combustível (K).

$\Delta T_{ox}(z)$ = queda de temperatura na camada de óxido da placa de combustível (K).

3.3.2.1 Queda de temperatura devido à convecção forçada no filme ΔT_{cf}

Conforme (GEELHOOD e LUSCHER, 2014), a queda de temperatura devido à convecção forçada no filme é dada pela Equação 3.22.

$$\Delta T_{cf}(z) = \frac{q''(z)}{h_{cf}} \tag{3.22}$$

onde:

$\Delta T_{cf}(z)$ = queda de temperatura por convecção forçada no filme na cota z da placa de combustível (K).

h_{cf} = coeficiente de transferência de calor entre o revestimento e o refrigerante (W/m^2.K).

$q''(z)$ = fluxo de calor na cota z da placa de combustível (W/m^2).

De acordo com (EL-WAKIL, 1971), h_{fc} pode ser obtido por meio da correlação de Dittus-Boelter. Esta correlação é dada pela Equação 3.23.

$$h_{cf} = \left(\frac{0{,}023 k_r}{D_e}\right) Re^{0{,}8} Pr^{0{,}4} \tag{3.23}$$

onde:

h_{cf} = condutância no filme (W/m^2.K).

k_r = condutividade térmica do refrigerante (W/m.K).

D_e = diâmetro equivalente do canal do refrigerante (m).

Re = número de Reynolds (adimensional).

Pr = número de Prandtl (adimensional).

A condutividade térmica do refrigerante (água) em função da temperatura é dada pela Equação 3.24 (SILVA,1980).

$$k_r = -0{,}5752 + 6{,}869 \times 10^{-3} T_{ref} - 8{,}611 \times 10^{-6} T_{ref}^2 \tag{3.24}$$

onde:

T_{ref} = temperatura do refrigerante (K).

k_r = condutividade térmica do refrigerante (W/m.K).

Para dutos retangulares, o diâmetro equivalente, D_e, é dado pela Equação 3.25 (EL-WAKIL, 1971):

$$D_e = \frac{l_{pc}.e_c}{l_{pc} + e_c} \tag{3.25}$$

onde:

D_e = diâmetro equivalente (m).

l_{pc} = largura da placa de combustível (m).

e_c = espessura do canal do refrigerante (m).

O número de Reynolds é definido pela seguinte relação fornecida na Equação 3.26 (EL-WAKIL, 1971):

$$Re = \frac{D_e.V.\rho}{\mu} \tag{3.26}$$

onde:

D_e = diâmetro equivalente (m).

V = velocidade de escoamento do refrigerante (m/s).

μ = viscosidade dinâmica do refrigerante (kg/m.s).

ρ = densidade do refrigerante (kg/m^3).

E o número de Prandtl é definido pela Equação 3.27 (EL-WAKIL, 1971).

$$Pr = \frac{C_p.\mu}{k_r} \tag{3.27}$$

onde:

C_p = capacidade térmica do refrigerante (J/kg.K).

μ = viscosidade dinâmica do refrigerante (kg/m.s).

k_r = condutividade térmica do refrigerante (W/m.K).

A Tabela 3.1, adaptada de (EL-WAKIL, 1971), fornece valores da densidade e da viscosidade dinâmica da água em função da temperatura e será utilizada para a determinação dos números de Reynolds e Prandtl.

3.3.2.2 Queda de temperatura na incrustação ΔT_{inc}

De acordo com (GEELHOOD e LUSCHER, 2014), a queda de temperatura na incrustação ΔT_{inc} é fornecida pela Equação 3.28.

$$\Delta T_{inc}(z) = q''(z)\frac{\delta_{inc}(z)}{k_{inc}} \tag{3.28}$$

onde:

$\Delta T_{inc}(z)$ = queda de temperatura na incrustação na cota z da placa de combustível (K).

$q''(z)$ = fluxo de calor na cota z da placa de combustível (W/m^2).

δ_{inc} = espessura da incrustação na cota z da placa de combustível (m).

k_{inc} = condutividade térmica da incrustação (W/m.K) .

O processo de deposição da incrustação na parede do revestimento é bastante complexo e a determinação do comportamento do aumento de sua espessura ao longo do tempo de operação tem sido obtido por meio de experimentos. Diversos experimentos foram realizadas com a finalidade de obter o comportamento da deposição da incrustação no lado molhado do revestimento (CHEN, 2000), (ODAR, 2014) e (TSAI et al., 2016), porém em todos os casos, os processos estão intimamente ligados à geometria e às condições operacionais de reatores de potência. Deste modo, optou-se por considerar a espessura da incrustação, δ_{inc}, como um dado de entrada do programa, podendo ser fornecidas diferentes espessuras de incrustações para diferentes incrementos de tempo.

Conforme (LUSCHER et al., 2015), a condutividade térmica k_{inc} da incrustação sofre pequena influência com a variação da temperatura. A condutividade térmica da incrustação é dada pela Equação 3.29:

$$k_{inc} = 0{,}8648 \text{ (W/m.K)} \tag{3.29}$$

Tabela 3.1 – Valores da viscosidade dinâmica e densidade para a água em função da temperatura.

Temperatura (ºC)	Temperatura (K)	Viscosidade Dinâmica μ ((kg/s.m)	Densidade ρ (kg/m^3)
0,00	273,15	0,0017941	999,9043217
4,44	277,59	0,001546895	999,9043217
15,56	288,71	0,00112896	998,6548818
26,67	299,82	0,000861499	996,1720205
37,78	310,93	0,000682089	993,0804577
48,89	322,04	0,000559313	988,7875104
60,00	333,15	0,000470021	983,3252154
71,71	344,26	0,000400985	977,3343113
82,22	355,37	0,000346832	970,222115
93,33	366,48	0,00030508	963,0778818
98,89	372,04	0,000283997	958,0480853
104,44	377,59	0,000272835	955,1807809
115,56	388,71	0,000245965	946,7230339
126,67	399,82	0,000224056	937,3041793
137,78	410,93	0,000204213	928,0615278
148,89	422,04	0,000186851	917,9698979
160,00	433,15	0,000173623	907,5578988
171,11	444,26	0,000161634	896,393032
182,22	455,37	0,0001513	884,5073346
193,33	466,48	0,000143032	872,4614525
204,44	477,59	0,000135178	859,3583521
215,56	488,71	0,00012815	845,7426609
226,67	499,82	0,000121536	831,6944713
237,78	510,93	0,000115748	817,2618387
248,89	522,04	0,000110374	800,9230093
260,00	533,15	0,000105827	785,2249183
271,11	544,26	0,000101693	766,4352645
282,22	555,37	9,7146E-05	745,0506202
293,33	566,48	9,30121E-05	724,819305
304,44	577,59	8,9705E-05	702,5696638
315,56	588,71	8,68113E-05	678,7502135
326,67	599,82	8,26774E-05	648,5233791
337,78	610,93	7,85435E-05	615,9418311
348,89	622,04	7,31695E-05	576,2000314
360,00	633,15	6,65553E-05	525,1972541
365,56	638,71	6,11813E-05	488,3708142

Fonte: EL-WAKIL, 1971 (adaptada pelo autor da tese para unidades SI).

3.3.2.3 Queda de temperatura na camada de óxido ΔT_{ox}

De acordo com (GEELHOOD e LUSCHER, 2014), a queda de temperatura na camada de óxido de zircônio em uma determinada elevação z é obtida por meio da Equação 3.30.

$$\Delta T_{ox}(z) = q''(z)\frac{\delta_{ox}(z)}{k_{ox}} \tag{3.30}$$

onde:

$\Delta T_{ox}(z)$ = queda de temperatura na camada de óxido de zircônio na cota z da placa de combustível (K).

$q''(z)$ = fluxo de calor na cota z da placa de combustível (W/m^2).

δ_{ox} = espessura da camada de óxido de zircônio na cota z da placa de combustível (m).

k_{ox} = condutividade térmica do óxido de zircônio (W/m.K).

LUSCHER et al. (2015) fornecem a relação dada na Equação 3.8 para o cálculo da condutividade térmica do óxido de zircônio.

$$k_{ox} = 1{,}9599 - T_{ox}(2{,}41 \times 10^{-4} - T_{ox}(6{,}43 \times 10^{-7} - 1{,}946 \times 10^{-10}T_{ox})) \tag{3.31}$$

onde:

k_{ox} = condutividade térmica do óxido de zircônio (W/m.K).

T_{ox} = temperatura na camada de óxido de zircônio (K).

Sendo a temperatura na camada de óxido de zircônio, T_{ox}, dada pela Equação 3.32.

$$T_{ox} = T_{ref} + \Delta T_{cf} + \Delta T_{inc} \tag{3.32}$$

onde:

T_{ox} = temperatura na camada de óxido de zircônio (K).

T_{ref} = temperatura do refrigerante (K).

ΔT_{cf} = queda de temperatura por convecção forçada no filme na cota z da placa de combustível (K).

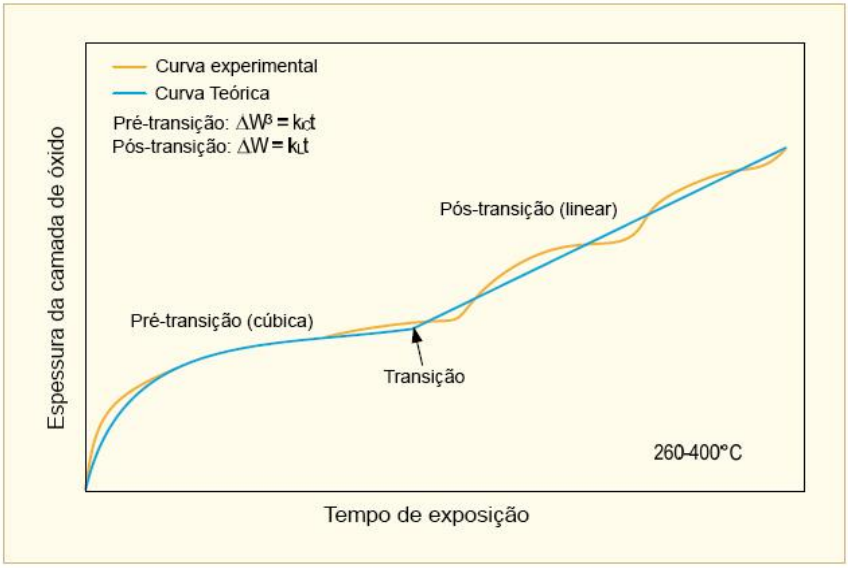
ΔT_{inc} = queda de temperatura na incrustação na cota z da placa de combustível (K).

Para a obtenção da espessura da camada de óxido de zircônio (δ_{ox}), será considerado que o processo de formação desta camada ocorre em duas fases. Primeiramente, o processo de corrosão forma um denso filme de óxido protetivo. Em um intervalo de temperaturas que varia de 250 a 400 ^{o}C, a taxa de incremento deste filme de óxido segue aproximadamente uma lei cúbica, sendo chamada de fase de pré-transição. Esta taxa decresce com o incremento da espessura da camada de óxido e do tempo.

Atingida uma certa espessura, chamada de espessura de transição (em torno de 1,5 a 3,0 μm), a camada de óxido se torna porosa, o que acarreta em uma transição da taxa de formação de óxido. Neste ponto, uma segunda fase do processo de corrosão entre em ação, sendo denominada de fase de pós-transição. Nesta fase, a taxa de oxidação é mais ou menos constante e é governada pela espessura e qualidade da parte mais interna da camada de óxido (GARZAROLLI e GARZAROLLI, 2012). A Figura 3.13 ilustra, de maneira esquemática, o processo de oxidação do Zircloy-4 ao longo do tempo de exposição.

Para determinar a espessura da camada de óxido de zircônio durante a operação de uma vareta de combustível com revestimento de Zircaloy-4, o código FRAPCON-3.4 utiliza modelos fornecidos por (GARZAROLLI et al., 1980), para a fase de pré-transição, e por (FANCHER et al., 1987) para a fase de pós-transição. Entretanto, (GARZAROLLI e GARZAROLLI, 2012) fornece modelos mais recentes, com pequenos ajustes, para ambas as fases do processo oxidação do Zircaloy-4. Assim sendo, esses modelos mais recentes serão utilizados para a determinação da espessura da camada de óxido de zircônio pelo programa computacional PADPLAC-UMo.

Figura 3.13 – Representação esquemática do comportamento de corrosão do Zircaloy-4 no intervalo de temperaturas de 250 a 400 ºC.



Fonte: (GARZAROLLI e GARZAROLLI, 2012)

Para a fase de pré-transição da corrosão do Zircaloy-4, (GARZAROLLI e GARZAROLLI, 2012) fornecem a Equação 3.33 para a determinação da taxa de formação da camada de óxido.

$$s = \left(C_1 . e^{\left(\frac{-Q_1}{R.T}\right)} . t\right)^{\frac{1}{3}} \tag{3.33}$$

onde:

s = espessura da camada de óxido (μm).

t = tempo (dias).

C_1 = constante experimental (5,8876x10^{10} μm^3/d para o Zircaly-4).

Q_1/R = temperatura de ativação para pré-transição (= 16.950 K).

T = temperatura na interface óxido/metal (temperatura na camada de óxido) (K).

A Equação 3.33 é válida até que seja atingida a espessura de transição ($s_{tran} \approx 2{,}0$ μm). Após esta fase, inicia-se a fase de pós-transição que é estabelecida pela Equação 3.34.

$$s = C_2 . e^{\left(\frac{-Q_2}{R.T}\right)} . t \tag{3.34}$$

onde:

s = espessura da camada de óxido (μm).

t = tempo (dias).

C_2 = constante experimental (8,198x10^6 μm^3/d para o Zircaly-4).

Q_1/R = temperatura de ativação para pós-transição (=12.500 K).

T = temperatura na interface óxido/metal (temperatura externa do revestimento) (K).

3.3.3 Determinação da Temperatura Interna do Revestimento

Após a obtenção da temperatura externa do revestimento, pode-se agora determinar a temperatura interna deste. De acordo com (ÇENGEL, 2012), para uma parede plana, a elevação de temperatura na superfície interna do revestimento com relação à superfície externa é obtida por meio da Equação 3.35.

$$T_{ir} = T_{er} + \frac{q'' . e_r}{k_{rev}} \tag{3.35}$$

onde:

T_{ir} = temperatura interna do revestimento (K).

T_{er} = temperatura externa do revestimento (K).

q'' = fluxo de calor (W/m^2).

e_r = espessura do revestimento (m).

k_{rev} = condutividade térmica do revestimento (W/m.K).

A condutividade térmica do revestimento de Zircaloy-4 (k_{rev}) em função da temperatura é obtida por meio da Equação 3.36, para temperaturas menores que 2098 K (1825 °C) (LUSCHER et al., 2015).

$$k_{rev} = 7{,}51 + 2{,}09 \times 10^{-2} T_{er} - 1.45 \times 10^{-5} T_{er}^{2} + 7{,}67 \times 10^{-9} T_{er}^{3} \qquad (3.36)$$

onde:

k_{rev} = condutividade térmica do revestimento ((W/m.K).

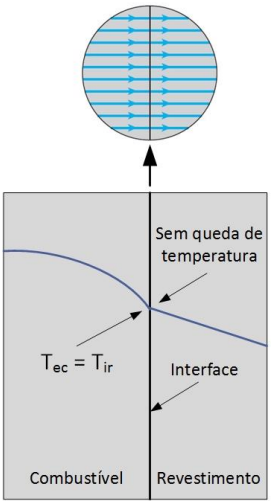
T_{er} = temperatura externa do revestimento (K).

3.3.4 Determinação da Queda de Temperatura na Interface Combustível/ Revestimento (*Gap*)

Provavelmente, a região de maior complexidade para a determinação da distribuição de temperaturas na placa de combustível refere-se à região da interface entre o combustível (cerne de UMo) e o revestimento (Zircaloy). Tal complexidade decorre das diversas condições que podem existir nesta região ao longo da operação da placa de combustível.

Inicialmente, na condição de pós-fabricação da placa de combustível, poderia ser utilizada uma aproximação que considerasse a existência de um contato entre o combustível e o revestimento próximo do ideal, conforme ilustrado na Figura 3.14. Nessa condição não ocorre queda de temperatura na interface. Tal aproximação poderia ser considerada devido aos processos de fabricação utilizados para a confecção das placas de combustível monolíticas, processos esses que envolvem a aplicação de pressões intensas na placa de combustível (laminação à quente ou pressão isostática). Neste processo, ocorre um amoldamento entre as rugosidades das superfícies do combustível e do revestimento, fazendo com que haja um íntimo contato entre ambos. Entretanto, apesar desse contato se aproximar bastante da condição ideal de contato entre corpos, a análise de placas de combustível produzidas por processos semelhantes (placa de combustível de tipo caramelo) (CHAGROT,1985) mostra que existe uma resistência térmica na interface combustível/revestimento, a qual irá acarretar em uma queda de temperatura conforme ilustrado na Figura 3.15.

Figura 3.14 – Contato idealizado entre as interfaces do combustível e do revestimento

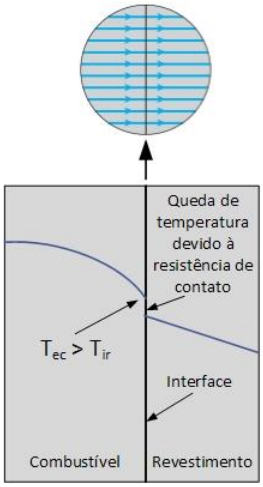


T_{ec} = Temperatura externa da placa de combustível
T_{ir} = Temperatura interna do revestimento

Fonte: (ÇENGEL; GHAJAR, 2012)

De acordo com ÇENGEL (2012) e KREITH (2014) a determinação do valor da resistência térmica em superfícies que se encontram em contato imperfeito leva em consideração os materiais constituintes das superfícies em contato e a pressão de contato entre essas superfícies. De acordo com KREITH (2014), foram realizadas inúmeras medições da resistência de contato na interface entre diferentes superfícies metálicas, mas nenhuma correlação satisfatória foi encontrada. Deste modo, cada situação deve ser tratada separadamente e a obtenção deste valor implica na realização de experimentos específicos. A literatura especializada fornece diversas tabelas as quais fornecem valores aproximados de resistência de contato térmico para diferentes materiais em diferentes condições operacionais (FLETCHER, 1971) e (LAMBERT, 1995).

Figura 3.15 – Queda de temperatura devido à resistência térmica de contato na interface combustível/ revestimento.



Fonte: (ÇENGEL; GHAJAR, 2012)

Entretanto, após a realização de uma intensa busca na literatura, não foram encontrados dados relativos à resistência térmica de contato entre o cerne de urânio-molibdênio com o revestimento de Zircaloy nas condições operacionais desejadas. Foram encontradas apenas poucas informações relacionadas ao combustível tipo placa caramelo, de concepção construtiva semelhante à placa de combustível em questão, porém utilizando UO_2 como material combustível. Para o combustível tipo placa caramelo, CHAGROT (1985) fornece o valor de $2{,}58 \times 10^{-2}$ (kcal/h.mm.ºC) para a condutividade térmica na região da interface UO_2-Zircaloy-4.

Deste modo, o coeficiente de transferência de calor na interface UMo-Zircaloy será considerado como um dado de entrada, cujo valor deverá ser fornecido pelo usuário. Até a obtenção de um valor mais apropriado, nas simulações que serão realizadas será utilizado o valor fornecido por CHAGROT (1985) para o UO_2-Zircaloy-4.

Para o cálculo da queda de temperatura na interface combustível-revestimento devido à resistência de contato, utiliza-se a Equação 3.37.

$$\Delta T_{icr}(z) = \frac{q''(z).\, e_{icr}}{k_{icr}} \tag{3.37}$$

onde:

$\Delta T_{icr}(z)$ = queda de temperatura na interface combustível/revestimento (K).

$q''(z)$ = fluxo de calor na cota z da placa de combustível (W/m^2).

e_{icr} = espessura da região da interface entre o combustível e o revestimento (m).

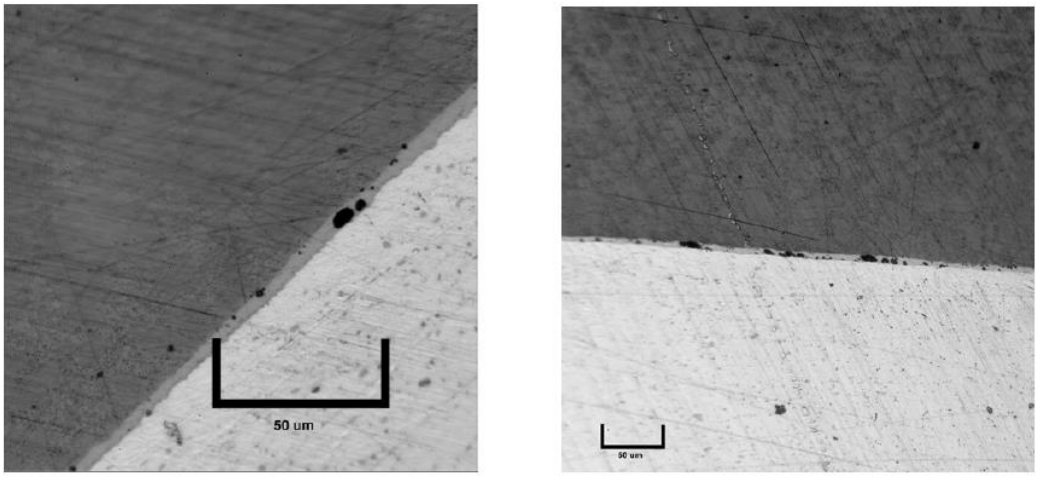
h_{icr} = coeficiente de transferência de calor entre o revestimento e o combustível (W/m^2.K).

3.3.4.1 Alteração das Condições da Interface Combustível Revestimento em Função da Queima do Combustível

Em condições normais de operação, a condição de contato fechado entre o combustível e o revestimento deve permanecer por um longo período de operação. No entanto, efeitos de expansão térmica do combustível e do revestimento, inchamento do combustível, liberação de gases de fissão e a ocorrência de bolhas resultantes da interação combustível-revestimento – conforme ilustrado na Figura 3.16 – podem levar à existência de vazios nesta interface. O efeito desta condição no processo de transferência de calor na interface combustível/revestimento encontra-se representado na Figura 3.17.

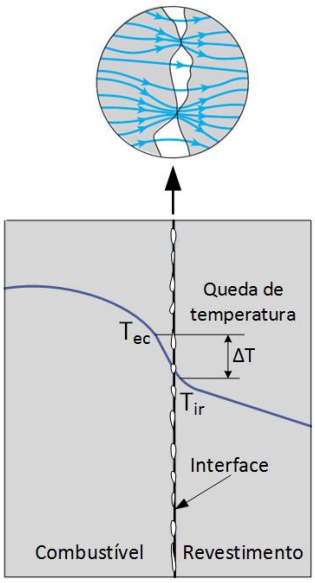
Nesta condição, pode ocorrer uma sensível diminuição na capacidade de transferência de calor entre o combustível e o revestimento. Enquanto na condição ideal toda a transferência de calor ocorre por condução através das superfícies em contato, neste caso irá existir um processo misto de transferência de calor, envolvendo condução (nas regiões de contato) e condução no gás (nas regiões em que não ocorre o contato). Uma vez degradada a transferência de calor na interface combustível/revestimento, a temperatura no cerne do combustível tende a aumentar, podendo atingir valores que acentuem o processo de liberação de gases de fissão (WACHS, 2012).

Figura 3.16 – Formação de bolhas na interface combustível (UMo)/revestimento (alumínio).



Fonte: (FINALY et al., 2006)

Figura 3.17 – Contato parcial entre as interfaces do combustível e do revestimento

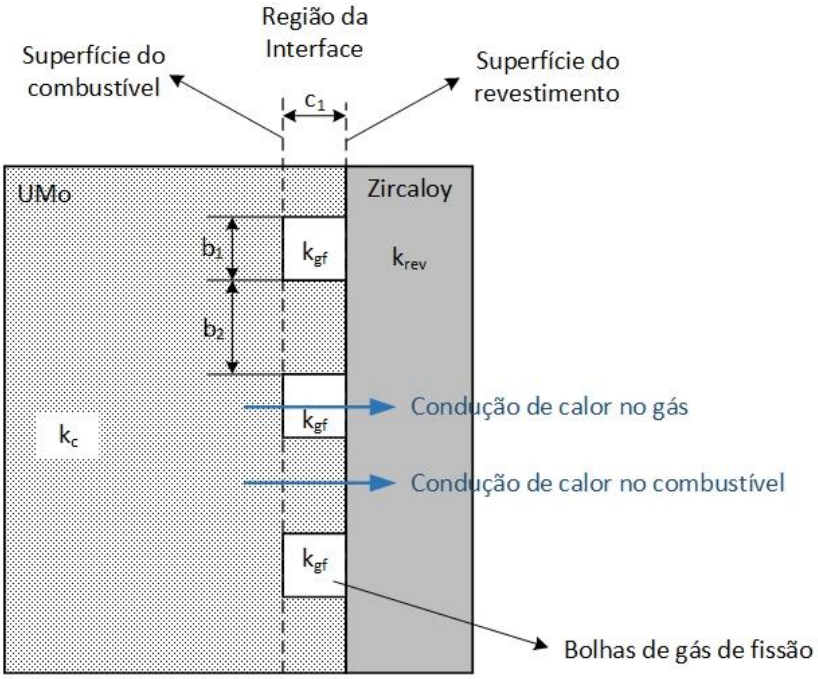


Fonte: (ÇENGEL; GHAJAR, 2012)

O processo de degradação da interface combustível/revestimento em função do surgimento de bolhas decorrentes principalmente de processos de interação entre o UMo e Zircaloy é pouco conhecido, não existindo na literatura modelos determinísticos deste processo. Para realizar uma estimativa do efeito da queda de temperatura na interface combustível-revestimento na condição em que ocorre o surgimento de bolhas será estabelecida uma condição simplificada e idealizada, na qual serão fornecidos como dados de entrada, a largura média das bolhas e o espaçamento médio entre as mesmas. Deve-se levar em consideração que tal modelo é bastante limitado, visto que, em condições reais de operação, as bolhas que surgem possuem tamanhos diversos e não se encontram igualmente espaçadas. A condição idealizada utilizada encontra-se ilustrada de maneira esquemática na Figura 3.18.

Devido ao fato de que a condição na interface sofre degradação contínua em função da queima, o programa permite que sejam inseridas diversas condições de tamanho de bolha/espaçamento entre bolhas, as quais vão sendo consideradas em função do aumento da queima do combustível. A largura média das bolhas, bem como o espaçamento entre elas são dados de entrada do programa.

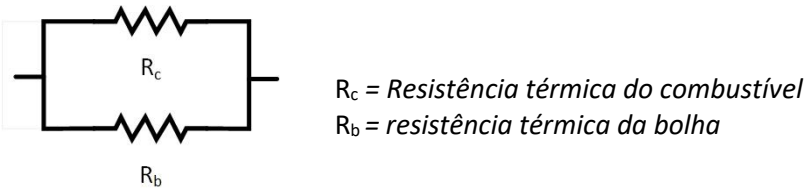
Figura 3.18 – Condição simplificada e idealizada para determinação da queda de temperatura na interface combustível-revestimento em função do surgimento de bolhas.



Fonte: Autor da tese.

Utilizando o conceito de resistência térmica na interface combustível/revestimento, tem-se a condição ilustrada na Figura 3.19.

Figura 3.19 – Representação esquemática da resistência da interface combustível/revestimento.



Fonte: Autor da tese.

Deste modo, a resistência térmica total da interface combustível/revestimento é obtida por meio da Equação 3.38:

$$R_{icr} = \frac{R_c \times R_b}{R_c + R_b} \tag{3.38}$$

onde:

R_{icr} = resistência térmica da interface combustível/revestimento (m^2.K/W)

Para a determinação da resistência térmica do combustível pode-se utilizar a seguinte relação:

$$R_c = \frac{c_1}{r_c . k_c} \tag{3.39}$$

onde:

R_c = Resistência térmica da região do combustível em contato com o revestimento (m^2.K/W).

c_1 = largura da região da interface (m) (ver Figura 3.18).

r_c = razão entre a região de contato da bolha e do revestimento com o combustível (adimensional).

k_c = condutividade térmica do combustível (W/m.K).

sendo:

$$r_c = \frac{b_1}{b_1 + b_2} \tag{3.40}$$

onde:

b1 = comprimento médio das bolhas (m) (ver Figura 3.18).

b2 = comprimento da seção do combustível em contato com o revestimento (m).

Como o gás presente no interior das bolhas encontra-se preso em um compartimento muito pequeno, pode-se considerar como desprezíveis os efeitos da convecção e da radiação e presume-se que o calor flui no gás por condução. Assim sendo, para a determinação da resistência térmica da bolha pode-se utilizar a seguinte relação:

$$R_b = \frac{c_1}{r_b . k_b} \tag{3.41}$$

onde:

R_b = Resistência térmica da região da bolha em contato com o revestimento (m^2.K/W).

c_1 = largura da região da interface (m) (ver Figura 3.18).

r_b = razão entre a região de contato da bolha e do revestimento com o combustível (adimensional).

k_b = condutividade térmica do gás da bolha (W/m.K).

sendo:

$$r_b = \frac{b_2}{b_1 + b_2} \tag{3.42}$$

onde:

b1 = comprimento médio das bolhas (m) (ver Figura 3.18).

b2 = comprimento da seção do combustível em contato com o revestimento (m).

Uma vez obtidas as resistências térmicas para a região do combustível em contato com o revestimento (R_c) e da bolha em contato com revestimento (R_b) pode-se calcular a queda de temperatura na interface combustível/revestimento com a existência de bolhas, ou seja:

$$\Delta T_{icr} = q'' . R_{icr} \tag{3.43}$$

onde:

ΔT_{icr} = queda de temperatura na interface combustível/revestimento com bolhas (K).

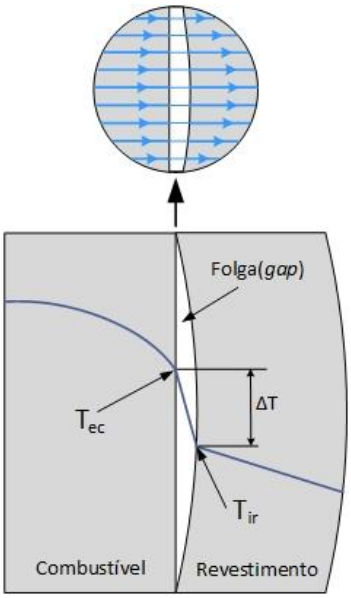
q'' = fluxo de calor na elevação z da placa de combustível (W/m^2).

Com o surgimento de bolhas ocorrerá uma deterioração do contato na interface combustível/revestimento a qual irá acarretar em uma elevação da resistência térmica nesta interface e, consequentemente, no aumento da temperatura no cerne de UMo. Este aumento

de temperatura poderá provocar uma elevação da liberação de gases de fissão a qual pode acarretar no afastamento da parede interna do revestimento com relação à superfície externa do cerne do combustível, fazendo com que ocorra o surgimento de uma folga (*gap*) entre as superfícies de ambos.

Este comportamento deve-se ao fato de que o compartimento do cerne combustível não possui espaços vazios para o acomodamento de gases de fissão. Deste modo, uma pequena quantidade de gás liberado pode ocasionar em uma elevada pressão interna no compartimento do combustível e, consequentemente, em uma elevada pressão interna na placa de combustível podendo, inclusive, vencer a pressão externa do refrigerante acarretando na abertura do gap conforme ilustrado, de maneira esquemática, na Figura 3.20.

Figura 3.20 – Surgimento da folga (gap) entre as superfícies do combustível e do revestimento.



Fonte: (ÇENGEL; GHAJAR, 2012)

Deve-se ressaltar que a condição ilustrada na Figura 3.16 é caracterizada como uma condição de falha da placa de combustível (WACHS, 2012), (BURKES, 2015) e (BURKES, 2017). Deste modo, atingida esta condição, a placa de combustível não deve mais ser considerada operacional. Isto se deve, principalmente, a dois graves fatores:

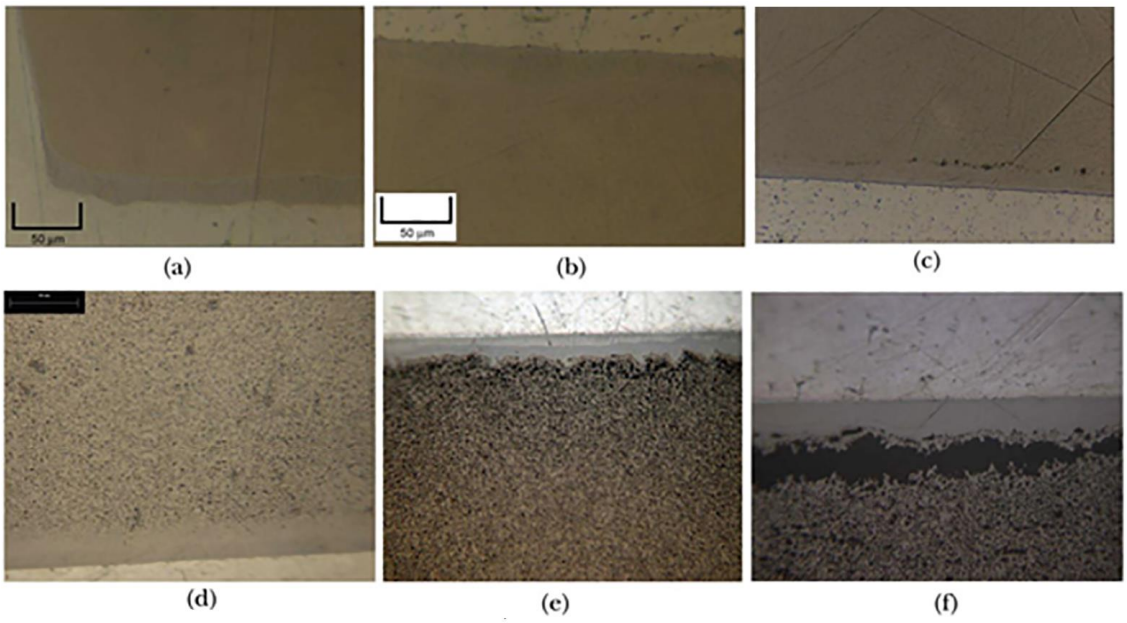
- A deformação convexa da placa de revestimento acarreta em um estreitamento do canal de refrigeração Este estreitamento ocasiona dois problemas: (1) piora das condições de refrigeração da placa com falha e também da placa vizinha e, (2)

aumento da velocidade do refrigerante na região do estreitamento do canal de refrigeração a qual pode levar no surgimento de vibrações nas placas de combustível associadas ao canal com estreitamento.

- O aumento da folga (*gap*) entre a superfície do combustível e superfície interna do revestimento. Esta maior folga irá impactar em uma redução na transferência de calor entre o combustível e o revestimento, elevando a temperatura do combustível que irá contribuir para um aumento da liberação de gases de fissão. Este aumento da liberação de gases irá incrementar a pressão interna do compartimento do combustível, acentuando ainda mais a deformação do revestimento podendo, inclusive, causar fissuras no revestimento as quais irão acarretar na contaminação do refrigerante.

A Figura 3.21 apresenta a degradação da interface entre o combustível e o revestimento de uma placa de combustível com núcleo monolítico de UMo e revestimento composto de alumínio com camada protetora de zircônio em função da queima. Nesta figura podem ser observado os diversos estágios descritos anteriormente.

Figura 3.21 - Evolução da microestrutura do combustível monolítico de U10Mo com revestimento composto (camada de Zr + alumínio) em função da densidade de fissão (1027 f/m^3). (a) 2.2, (b) 4.0, (c) 6.2, (d) 7.2, (e) 8.4, (f) 9.5.

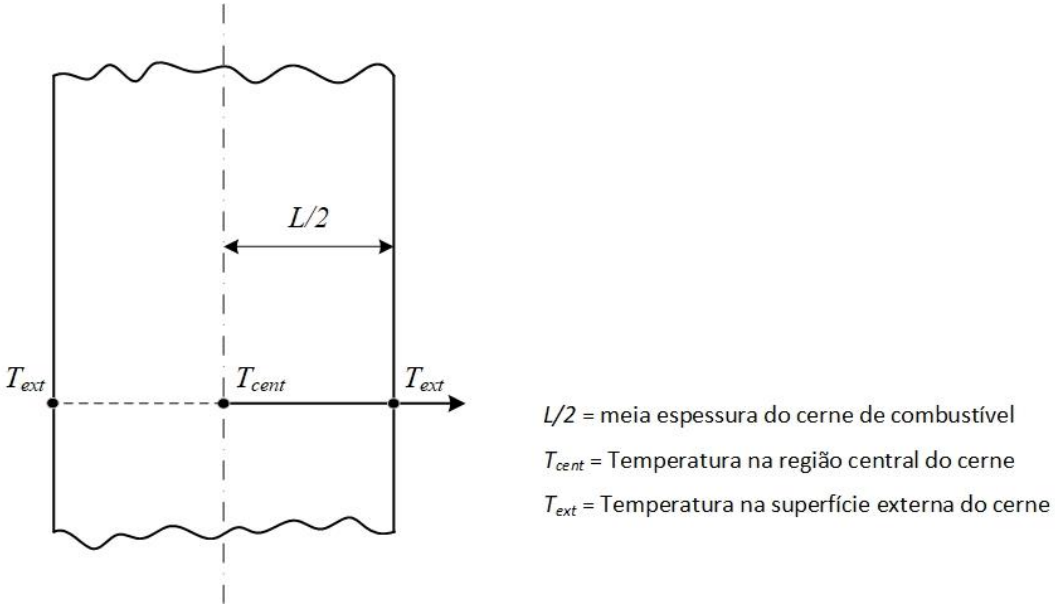


Fonte: (MEYER et al., 2014).

3.3.5 Distribuição de Temperaturas no cerne combustível de UMo

Levando-se em consideração a simetria da placa de combustível, a determinação da variação da temperatura ao longo da direção transversal do cerne de combustível será obtida por meio da análise do comportamento da meia espessura do cerne, considerando-se que a outra meia espessura possui um comportamento idêntico, conforme ilustrado na Figura 3.22.

Figura 3.22 – Representação da meia espessura do cerne de combustível



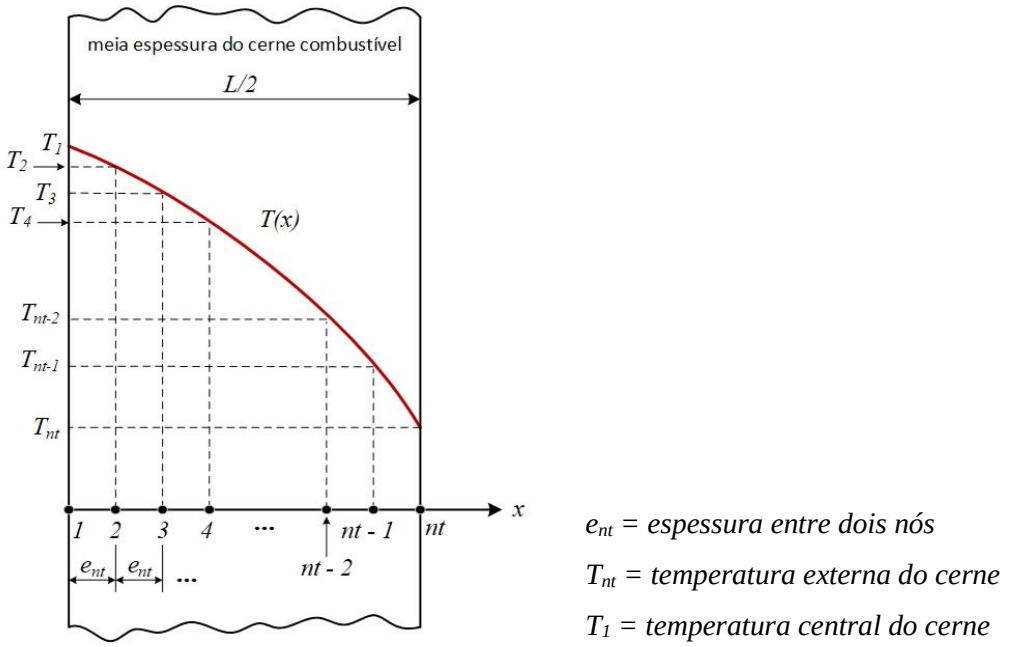
Fonte: Autor da tese.

Por se tratar de um combustível metálico, que possui uma condutividade térmica relativamente alta, optou-se por um cálculo direto da variação da temperatura ao longo da região transversal do cerne de combustível. Outro fator que reforça tal decisão refere-se à pequena dimensão da meia espessura do cerne combustível, em geral da ordem de 1 mm.

Entretanto, visando a manter certa compatibilidade com os códigos atualmente utilizados para a análise do desempenho do combustível nuclear, optou-se por manter a divisão da meia espessura do cerne de combustível em nós transversais. Tal fato é interessante visando a implementações futuras que envolvam a análise da degradação do combustível em função das condições operacionais, análises que só poderão ser realizadas quando existirem dados experimentais relacionados ao assunto.

Deste modo, para o cálculo da distribuição da temperatura ao longo da meia espessura do cerne de combustível, considera-se que esta será subdividida em *nt* nós transversais, conforme ilustrado na Figura 3.23.

Figura 3.23 – Divisão em nós transversais da meia espessura do cerne de combustível



Fonte: Autor da tese.

Para a determinação das temperaturas nos nós utiliza-se a equação da condução de calor, ou seja:

$$T_n = T_{n-1} + \frac{q''.e_{nt}}{k_{comb}} \tag{3.44}$$

onde:

T_n = temperatura em um determinado nó transversal (K).

q'' = fluxo de calor (W/m^2).

e_{nt} = espessura entre nós transversais (m).

k_{com} = condutividade térmica do urânio-molibdênio (W/m.K).

3.3.5.1 Condutividade Térmica do Combustível

De acordo com CREASY (2011), a condutividade térmica do urânio-molibdênio (U10Mo) é dada pela seguinte relação:

$$k_{U10Mo} = 0{,}606 + 3{,}51 \times 10^{-2}.T \quad para\ 298\ K < T < 773\ K \tag{3.45}$$

onde:

k_{U10Mo} = condutividade térmica do urânio-molibdênio (W/m.K).

T = temperatura do combustível (K).

3.3.6 Produção de Gases de Fissão

Conforme descrito no item anterior, para que possa ser realizada uma análise relativa a condição da interface combustível revestimento, torna-se necessário desenvolver modelos que determinem a quantidade de gás de fissão que é produzida durante a operação da placa de combustível, e quanto desta quantidade de gás produzida é liberada para o compartimento do cerne de combustível.

O programa PADPLAC-UMo determina a quantidade de gás de fissão produzida em cada nó longitudinal do cerne combustível. Para isso, utiliza o modelo proposto por (GEELHOOD e LUSCHER, 2014) o qual leva em consideração a produção dos principais gases de fissão (hélio, criptônio e xenônio). Este modelo é definido por meio da seguinte relação:

$$GF_t = \frac{b_u(z).V_c}{100.A_v}.(P_{criptônio} + P_{xenônio} + P_{hélio}) \tag{3.46}$$

onde:

GF_t = total de gás de fissão produzido no nó longitudinal (mols)

b_u = *burnup* no nó longitudinal (fissões/cm^3)

V_c = volume do combustível (cm^3)

A_v = número de Avogadro (6,022x10^{23})

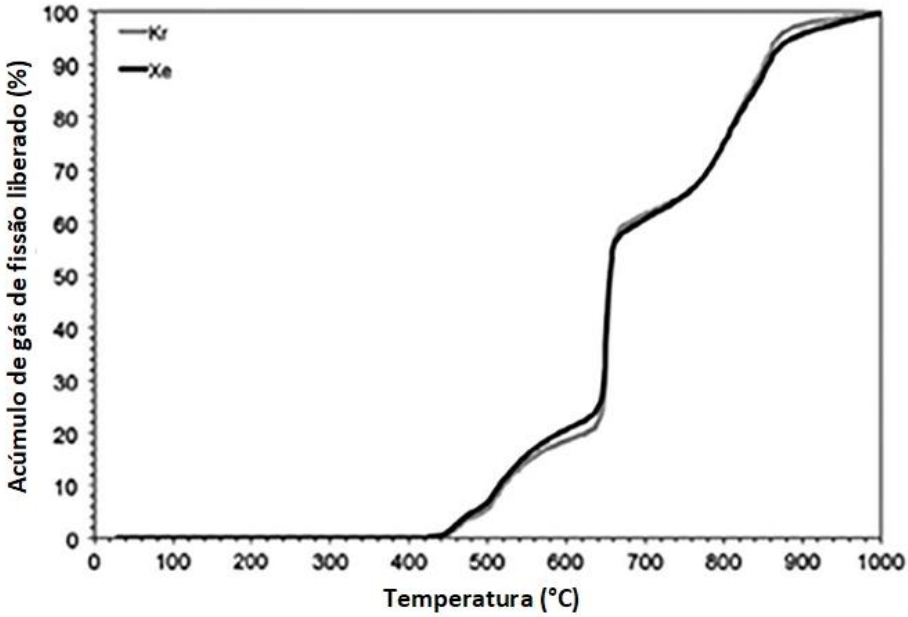
P = taxas de produção de gás de fissão para o criptônio, xenônio e hélio (átomos/100 fissões).

3.3.7 Liberação de Gases de Fissão

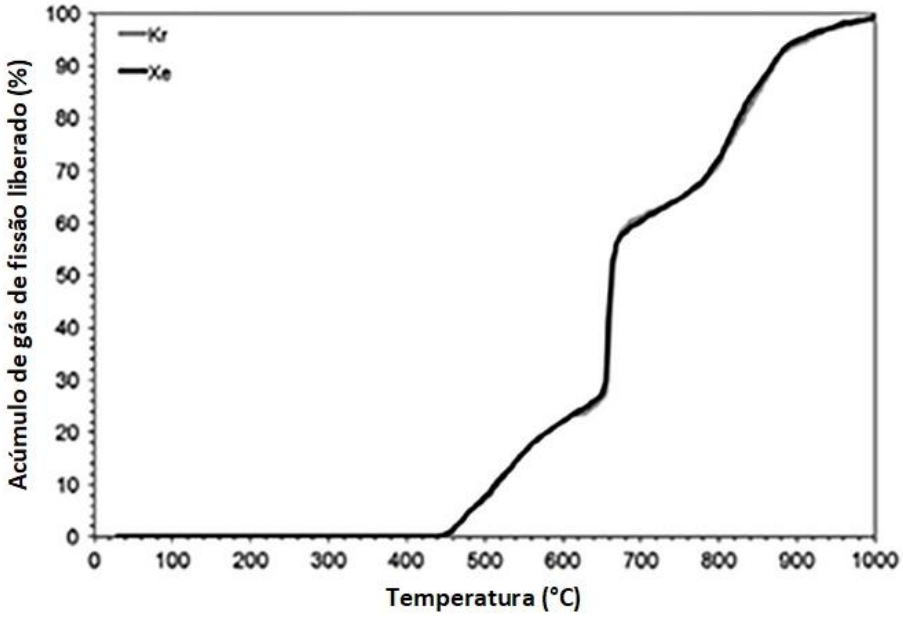
Nem todo o gás de fissão que é produzido é liberado, sendo que boa parte deste fica retida no interior do combustível. Análises realizadas em diversas placas de combustível monolíticas de U10Mo utilizadas no experimento RERTR-12 mostraram que o mecanismo de liberação de gás de fissão no UMo está intimamente ligado à temperatura de operação do combustível (BURKES et al., 2015). Nestes modelos, verificou-se que até aproximadamente 420 °C, a quantidade de gás liberada é desprezível, sendo que a partir desta temperatura, ocorre uma elevação acentuada da liberação de gás de fissão, como pode ser observado nos gráficos da Figura 3.24. Assim sendo, a temperatura do combustível de 420 °C deve ser considerada como um limite operacional do mesmo, visto que, a partir deste ponto, a liberação de gases de fissão pode acarretar no surgimento de uma folga entre as superfícies

do combustível e do revestimento, comprometendo a operação da placa de combustível, conforme discutido no Item 3.3.4.1.

Figura 3.24 – Liberação de gás de fissão nos experimentos FD4 (a) e FDR (b) (RERTR-12).



(a)

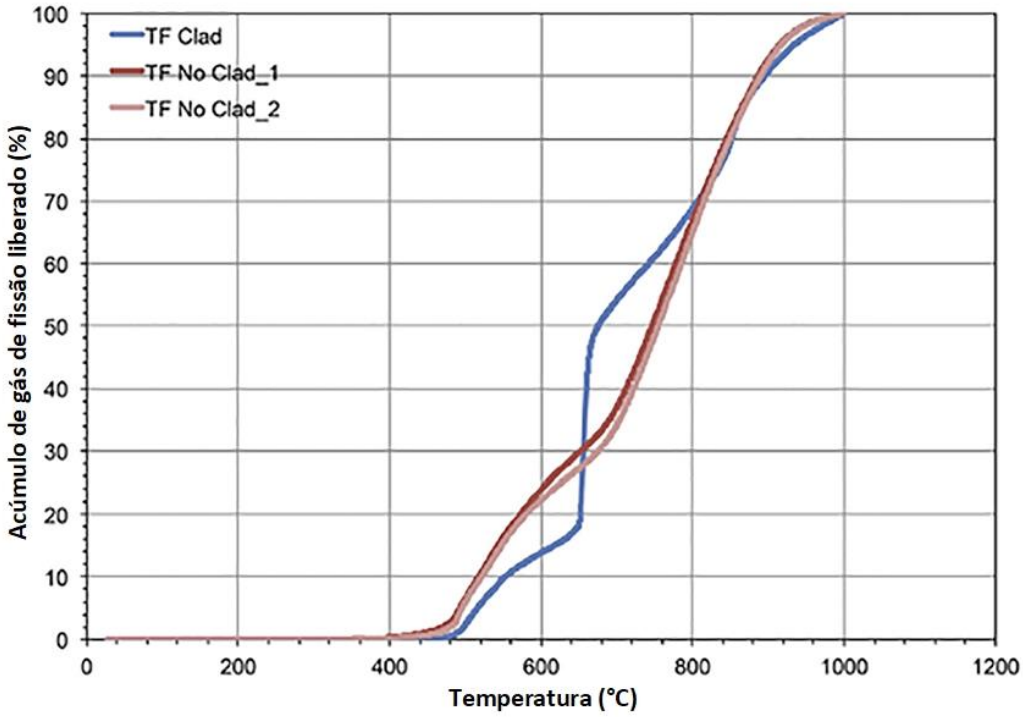


(b)

Fonte: (BURKES et al., 2015).

Mais recentemente, (BURKE et al., 2017) fornece um comportamento de liberação de gás de fissão independente do revestimento, evitando assim a reação térmica entre combustível e o revestimento de alumínio (que ocorre por volta de 650 °C). Este modelo é fornecido na Figura 3.25.

Figura 3.25 – Liberação de gás de fissão no U10Mo não considerando a existência do revestimento.



Fonte: (BURKES et al., 2017).

Por meio das curvas fornecidas na Figura (3.25), foi possível obter as seguintes relações para a determinação do percentual de gás de fissão liberado em função da temperatura do combustível:

$$GF_{lib} = 0 \qquad 0\ °C < T \leq 420\ °C \tag{3.47}$$

$$GF_{lib} = -23{,}476 + 1{,}331 \times 10^{-4} T^2 \qquad 420\ °C < T \leq 640\ °C \tag{3.48}$$

$$GF_{lib} = -12{,}320 + 1{,}4905 \times 10^{-7} T^3 \qquad 640\ °C < T < 900\ °C \tag{3.49}$$

onde:

GF_{lib} = acúmulo de gás de fissão liberado (%)

T = temperatura do combustível (°C)

3.3.8 Condutividade Térmica dos Gases de Fissão

O modelo para a determinação da condutividade térmica dos gases de fissão utilizada pelo código PADPLAC-UMo é baseado no modelo fornecido por LUSCHER et al. (2015), porém levando-se em consideração apenas os gases criptônio, xenônio e hélio. Este modelo fornece a seguinte correlação:

$$k_{gf} = AT^B \tag{3.50}$$

onde:

k_{gf} = condutividade térmica do gás de fissão (W/m.K).

T = temperatura (K).

A e B = constantes (parâmetros de ajuste).

De acordo com LUSCHER et al. (2015), os parâmetros A e B de ajuste da correlação para os gases em questão são:

Tabela 3.2 – Constantes utilizadas no cálculo da condutividade térmica de gases.

Gas	A	B
He	2,639x10-3	0,7085
Kr	8,247x10-5	0,8363
Xe	4,351x10-5	0,8616

Fonte: LUSCHER et al. (2015)

Ainda de acordo com LUSCHER et al. (2015), a condutividade térmica para uma mistura de gases é dada por:

$$k_{mix} = \sum_{i}^{n} \left(\frac{k_i x_i}{x_i + \sum_{j=1}^{n} (1 - \delta_{ij}) \Psi_{ij} x_j} \right) \tag{3.51}$$

onde Ψ_{ij} é obtido por meio da seguinte relação:

$$\Psi_{ij} = \Psi_{ij} \left(1 + 2{,}42 \frac{(M_i - M_j)(M_i - 0{,}142 M_j)}{(M_i + M_j)^2} \right) \tag{3.52}$$

e φ_{ij} é determinado por:

$$\varphi_{ij} = \frac{\left[1 + \left(\frac{k_i}{k_j} \right)^{1/2} \left(\frac{M_i}{M_j} \right)^{1/4} \right]^2}{2^{3/2} \left(1 + \frac{M_i}{M_j} \right)^{1/2}} \qquad 3.53$$

onde:

δ_{ij}= delta de Kronecker (=1 para i=j, =0 em qualquer outro caso) (adimensional).

n = número de componentes na mistura (adimensional).

M_i = peso molecular do componente i (kg).

x_i = fração molar do componente *i* (admensional)

k_i = condutividade térmica do componente *i* (W/m.K)

3.3.9 Cálculo da Queima (*Burnup*) do Combustível

Para o cálculo da queima (*burnup*) do combustível ao longo do tempo de irradiação foi realizada uma adaptação do modelo utilizado na subrotina *burnup* do código FRAPCON 3.4 (BERNA et al., 1997). A adaptação deste modelo produz a seguinte relação:

$$bu_{it} = \frac{l_{nc}.c_{nc}.q''_m.i_t.1{,}0 \times 10^{-3}}{f_a.\left(\frac{238{,}0}{238{,}0 + p_{Mo}.96.0}\right).d_{UMo}.V_{comb}} \tag{3.54}$$

onde:

bu_{it} = queima do combustível durante um incremento de tempo (MWd/tU)

l_{nc} = largura do núcleo de combustível (m)

c_{nc} = comprimento do núcleo de combustível (m)

q''_m = fluxo de calor médio na placa de combustível (W/m^2)

i_t = duração do incremento de tempo (dias)

p_{Mo} = fração de molibdênio no combustível

d_{UMo} = densidade do urânio-molibdênio (kg/m^3)

V_{comb} = volume do combustível (m^3)

3.3.9.1 Determinação da Densidade do Combustível

De acordo com REST et al. (2006), a densidade do UMo em função da fração de molibdênio existente na mistura varia de modo praticamente linear, conforme pode ser observado na Figura 3.26.

Deste modo, obtém-se a seguinte relação para a determinação da densidade do combustível U-Mo em função da fração de molibdênio existente na mistura.

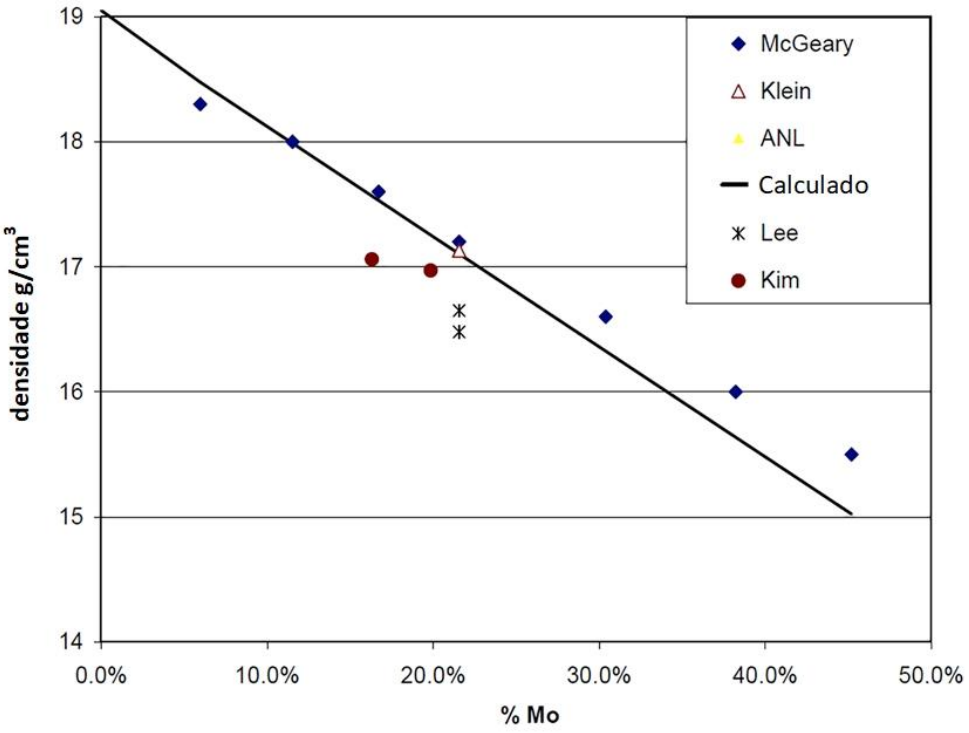
$$d_{UMo} = (18{,}978 - 8{,}658.p_{Mo}) \times 10^3 \tag{3.55}$$

onde:

d_{UMo} = densidade do urânio-molibdênio (kg/m^3)

p_{Mo} = fração de molibdênio no combustível

Figura 3.26 – Variação da densidade do combustível U-Mo em função da fração de molibdênio existente na mistura.



Fonte: REST et al. (2006)

3.4 Modelagem do Comportamento Mecânico da Placa de Combustível

Dois aspectos serão considerados na análise mecânica da placa de combustível. O primeiro aspecto considera a pressão interna no compartimento do combustível e seu efeito sobre a placa de revestimento. O segundo aspecto considera as tensões térmicas advindas da expansão térmica do combustível e do revestimento.

3.4.1 Tensões devido à pressão interna no compartimento do cerne de combustível

No que se refere ao cálculo das tensões no revestimento devido à pressão interna no compartimento do combustível, é considerada que a mesma atue apenas se ocorrer a formação de folga na interface do combustível/revestimento, visto que esta folga irá acarretar na formação de um volume livre no compartimento do combustível, permitindo assim o surgimento de uma pressão interna. O cálculo desta pressão é realizado por meio da lei geral dos gases, ou seja:

$$PV = kNT \tag{3.56}$$

onde:

P = pressão (Pa)

V = volume interno (m^3 – obtido por meio da análise do *gap*)

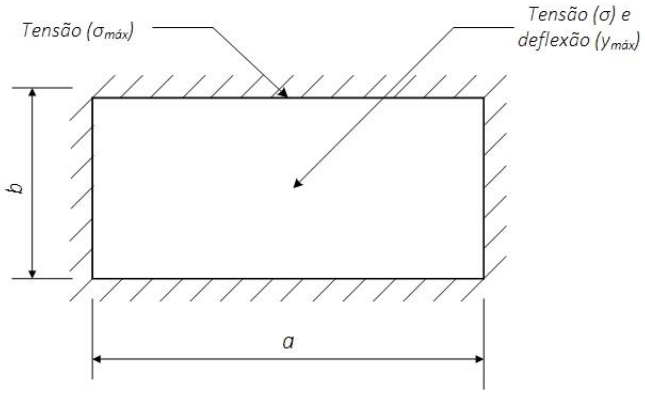
k = constante de Boltzmann ($1{,}381 \times 10^{-23}$ $J.K^{-1}$)

N = número de moléculas de gás (determinado por meio da quantidade de gás liberado)

T = Temperatura (K)

Uma vez obtida a pressão interna no compartimento do combustível, é realizada uma análise visando a determinar o gradiente entre a pressão interna do compartimento interno do combustível e a pressão externa do refrigerante. Este gradiente (que deve ser positivo para a existência de *gap*) será utilizado para a determinação das tensões na placa de combustível por meio de relações fornecidas por (YOUNG et al., 2012) para placa retangular engastada em todas as bordas com carregamento uniformemente aplicado sobre toda a superfície da placa. Essas relações fornecem a máxima tensão na região central da borda maior da placa, a tensão no centro da placa e a deflexão máxima na região central da placa conforme ilustrado na Figura 3.27.

Figura 3.27 – Tensões e deflexão em uma placa engastada nas quatro bordas.



Fonte: YOUNG et al., 2012

As relações para σ, $\sigma_{máx}$ e $y_{máx}$ são fornecidas a seguir:

- *Para a região central da borda maior (a) da placa:*

$$\sigma_{máx} = \frac{-\beta_1 q b^2}{t^2} \tag{3.57}$$

- *Para a região central da placa:*

$$\sigma = \frac{\beta_2 q b^2}{t^2} \tag{3.58}$$

$$y_{máx} = \frac{\alpha q b^4}{E t^3} \tag{3.59}$$

onde:

q = pressão aplicada à superfície da placa (Pa)

a = comprimento da placa (m)

b = largura da placa (m)

t = espessura da placa (m)

α, β_1 e β_2 = constantes (adimensionais)

Para placas onde a proporção a/b é maior que 2,0, YOUNG et al. fornece os seguintes valores para as constantes: α = 0,0284; β_1= 0,5000; β_2 = 0,2500.

Entretanto, para a determinação dessas tensões e deflexão na placa, dois problemas foram encontrados:

1. O cálculo da pressão interna do compartimento pressupõe a existência de um volume livre no compartimento do cerne. Entretanto, o processo mais utilizado para a fabricação da placa de combustível monolítica de UMo é o de pressão isostática à quente (*HIP – Hot Isostatic Pressure*) o qual elimina eventuais volumes vazios no compartimento, estabelecendo um contato intimo entre a superfície do combustível com a superfície interna do revestimento.
2. O processo de fabricação por pressão isostática à quente também estabelece uma certa adesão entre as superfícies do cerne de combustível e do revestimento, fazendo com que deva existir inicialmente uma certa tensão resistente à abertura da folga na interface combustível/revestimento. Após exaustivas pesquisas, não foi encontrado na literatura um valor relativo à tensão de adesão de UMo/Zircaloy unidos por meio de pressão isostática a quente.

Deste modo, optou-se pela utilização de duas hipóteses simplificadoras, porém conservativas, para o cálculo dessas tensões:

1. Considerar a tensão de adesão entre o UMo/Zircaloy unidos por meio de pressão isostática a quente como um dado de entrada do programa PADPLAC-UMo. No caso em que o valor dessa tensão não seja fornecido, o programa irá considerar a inexistência de adesão entre o combustível e o revestimento, fazendo com que

qualquer gradiente positivo de pressão no interior do compartimento do combustível possa causar o “descolamento” do revestimento.

2. Caso haja liberação de gases de fissão (temperatura no combustível superior a 420 °C), será considerado como volume livre inicial o volume devido à rugosidade média do revestimento (padrão e preferencial) ou, quando for fornecido por meio dos dados de entrada, o volume médio das bolhas na interface combustível/revestimento, conforme discutido no item (3.3.4.1). Este valor inicial do volume livre serve como referência para a determinação da pressão inicial no interior do compartimento do combustível. Caso haja a formação de folga (*gap*) na interface combustível/revestimento (gradiente de pressão positivo), o programa inicia um processo interativo que leva em consideração o aumento de temperatura do combustível em função da deterioração da condução de calor na interface. Esse aumento de temperatura irá ocasionar um aumento da liberação de gases, que levará a um aumento da pressão interna no compartimento do combustível acarretando em um aumento da folga. Este procedimento interativo será repetido até que ocorra uma convergência da temperatura na região central do cerne de combustível. A condição de convergência é a de que ocorra uma variação inferior a 0,5% entre a temperatura obtida em uma interação quando comparada à temperatura obtida na interação anterior.

3.4.2 Tensões térmicas no cerne de combustível e no revestimento

No que diz respeito à determinação das tensões térmicas existentes no cerne combustível e na placa do revestimento, será utilizado o modelo fornecido por (SMITH, 1957) conforme fornecido abaixo:

Para o cerne combustível:

$$\sigma_f = -\left(\frac{\alpha_f . E_f}{1-\mu_f}\right).T_f + \\ + \frac{\left[\left(\frac{E_f}{E_c}\right)\left(\frac{1-\mu_c}{1-\mu_f}\right)\right]\left[\int_0^b \left(\frac{\alpha_f . E_f}{1-\mu_f}\right) T_f dx + \int_b^a \left(\frac{\alpha_c . E_c}{1-\mu_c}\right) T_c dx\right]}{a + b\left[\left(\frac{E_f}{E_c}\right)\left(\frac{1-\mu_c}{1-\mu_f}\right) - 1\right]} \tag{3.60}$$

Para o revestimento:

$$\sigma_c = -\left(\frac{\alpha_c . E_c}{1-\mu_c}\right) . T_c + \frac{\left[\int_0^b \left(\frac{\alpha_f . E_f}{1-\mu_f}\right) T_f dx + \int_b^a \left(\frac{\alpha_c . E_c}{1-\mu_c}\right) T_c dx\right]}{a + b\left[\left(\frac{E_f}{E_c}\right)\left(\frac{1-\mu_c}{1-\mu_f}\right) - 1\right]} \tag{3.61}$$

onde:

σ_f = tensão no combustível (Pa)

σ_c = tensão no revestimento (Pa)

E_f = módulo de elasticidade do combustível (Pa)

E_c = módulo de elasticidade do revestimento (Pa)

μ_f = módulo de Poisson do combustível (adimensional)

μ_c = módulo de Poisson do revestimento (adimensional)

α_f = coeficiente de expansão térmica do combustível (adimensional)

α_c = coeficiente de expansão térmica do revestimento (adimensional)

T_f = temperatura do combustível (°C)

T_c = temperatura do revestimento (°C)

É importante ressaltar que este modelo considera um contato sem restrições entre a interface combustível/revestimento, ou seja, não é considerada a existência de uma "tensão de adesão" entre a superfície do cerne de combustível e a superfície interna do revestimento. Tal condição, apesar de conservativa, não reflete o comportamento real da placa de combustível. Entretanto, devido à complexidade do comportamento mecânico da placa de combustível, tal modelo será inicialmente abordado.

3.4.3 Coeficiente de expansão térmica do combustível de urânio-molibdênio

De acordo com REST et al. (2006), a expansão térmica para ligas de urânio-molibdênio pode ser obtida por meio da seguinte relação:

$$\alpha_{Tc} = 7{,}91 + 1{,}21 \times 10^{-2} T \qquad 250 < T \leq 1050 \text{ K} \tag{3.62}$$

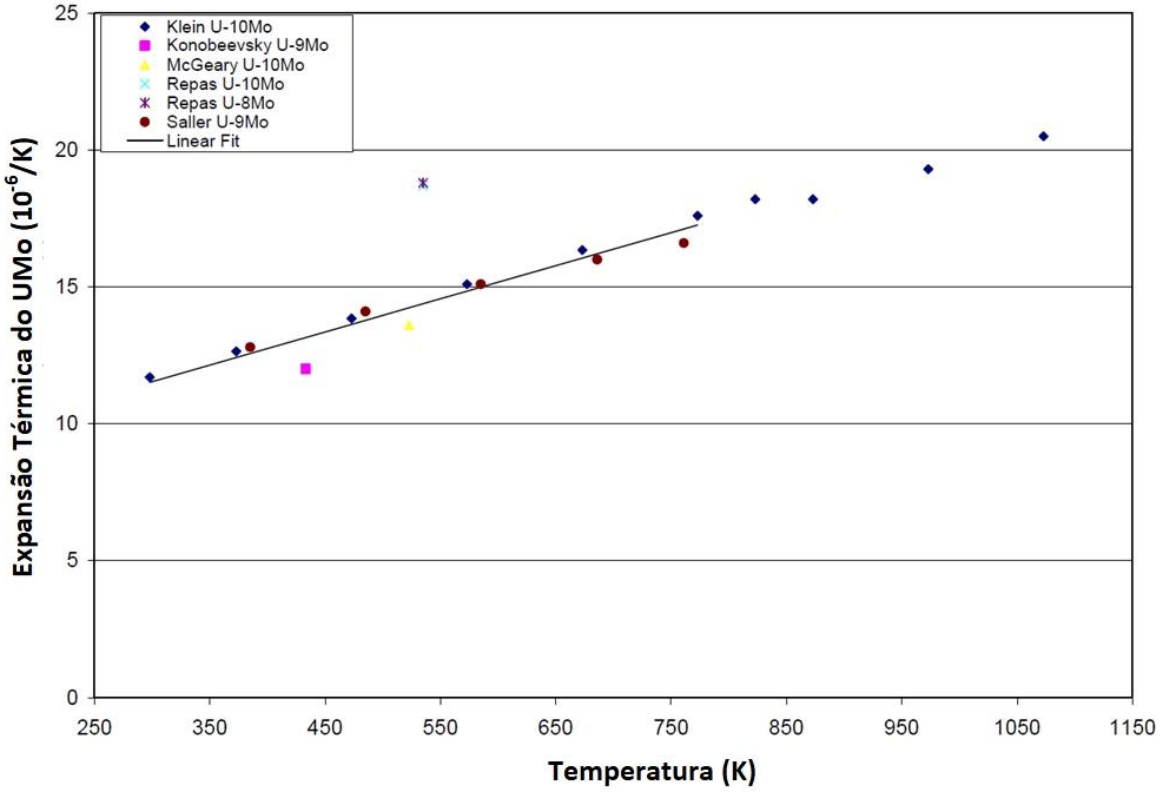
onde:

α_{Tc} = coeficiente de expansão térmica do UMo (10^{-6}/K)

T = temperatura (K).

A Equação 3.62 é válida para uma concentração de molibdênio da ordem de 9 a 10%, conforme ilustrado na Figura 3.28.

Figura 3.28 – Expansão térmica do UMo em função da temperatura



Fonte: REST et al. (2006)

3.4.4 Coeficiente de expansão térmica do revestimento de Zircaloy-4

De acordo com LUSCHER et al. (2015), a expansão térmica para o Zircaloy-4 pode ser obtida por meio da seguinte relação:

$$\alpha_{Tr} = 1{,}26 \times 10^{-5} T - 3{,}78 \times 10^{-3} \qquad 300\ \text{K} < \text{T} < 1083\ \text{K} \qquad (3.63)$$

onde:

α_{Tr} = expansão térmica do Zircaloy-4 (m/m)

T = temperatura (K)

3.4.5 Módulo de Elasticidade para o Combustível de Urânio-Molibdênio

BEGHI (1968) e WALDRON et al. (1958) fornecem uma série de dados para o módulo de elasticidade considerando diversas proporções de molibdênio na liga de urânio-molibdênio, para diferentes temperaturas.

Por meio do tratamento desses dados, foi possível obter relações que fornecem a varação do módulo de elasticidade em função da temperatura para diversas proporções de molibdênio na liga de urânio-molibdênio. As relações fornecidas a seguir são válidas para uma faixa de temperaturas de 150 a 800 ºC.

- Para U5Mo até U7Mo

$$E_{UMo} = 78{,}261 - 1{,}4993 \times 10^{-7} T^3 \tag{3.64}$$

- Para U7,1Mo até U9Mo

$$E_{UMo} = 81{,}251 - 1{,}3222 \times 10^{-7} T^3 \tag{3.65}$$

- Para U9,1Mo até U10,5Mo

$$E_{UMo} = 71{,}647 - 7{,}2866 \times 10^{-8} T^3 \tag{3.66}$$

- Para U10,6Mo até U12,0Mo

$$E_{UMo} = 75{,}973 - 4{,}1193 \times 10^{-5} T^2 \tag{3.67}$$

onde:

E_{UMo} = módulo de elasticidade do combustível (GPa)

T = Temperatura (ºC)

3.4.6 Módulo de Elasticidade para o Revestimento de Zircaloy

Para a determinação do módulo de elasticidade do Zircaloy, foram utilizados dados fornecidos por NORTHWOOD (1977) e WHITMARSH (1972). Pro meio desses dados, foi possível obter a seguinte relação:

$$E_{Zr} = 113{,}36 - 5{,}873 \times 10^{-2} T \tag{3.68}$$

onde:

E_{Zr} = módulo de elasticidade do Zircaloy (GPa)

T = Temperatura (K)

3.4.7 Módulo de Poisson para o Combustível de Urânio-Molibdênio

Diversas referências (WALDRON et al (1958), OZALTUN el al. (2011) e STEINER et al. (2010)) fornecem valores para o módulo de Poisson para diversas proporções de

molibdênio na liga de urânio-molibdênio. Entretanto, em todas as referências consultadas, os valores fornecidos foram obtidos a temperatura ambiente (25 ºC). Uma compilação dos dados apresentados por essas referências fornece os seguintes valores para o módulo de Poisson.

- Para U5,0Mo até U8,5Mo: $\nu_{UMo} = 0{,}37$
- Para U8,6Mo até U9,5Mo: $\nu_{UMo} = 0{,}36$
- Para U9,6Mo até U11,5Mo: $\nu_{UMo} = 0{,}35$

3.4.8 Módulo de Poisson para o Revestimento de Zircaloy-4

A determinação do módulo de Poisson para o Zircaloy foi obtida por meio de dados fornecidos por NORTHWOOD (1977) e SCHWENK (1978). Por meio dessas informações, obteve-se a seguinte relação:

$$\nu_{Zr} = 0{,}371 - 6{,}897 \times 10^{-8} T^2 \tag{3.69}$$

onde:

E_{Zr} = módulo de elasticidade do Zircaloy (GPa)

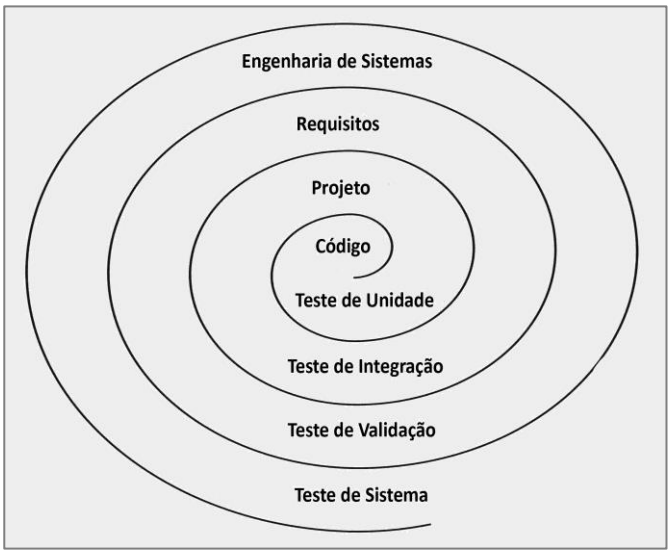
T = Temperatura (K)

4 VERIFICAÇÃO DOS RESULTADOS FORNECIDOS PELO PROGRAMA COMPUTACIONAL PADPLAC-UMo

Os modelos apresentados no Capítulo 3 foram utilizados para a implementação do programa computacional PADPLAC-UMo por meio da linguagem de programação FORTRAN-90. Uma vez implementado e compilado, obteve-se a versão executável do programa, a qual necessita ser devidamente testada para que possa fornecer resultados confiáveis, dentro das margens de erro esperadas.

A realização de testes envolvendo a verificação e validação dos resultados fornecidos por um programa computacional é uma tarefa trabalhosa e complexa. De acordo com PRESSMAN e MAXIM (2016), uma estrutura robusta e confiável de testes de um programa computacional envolve a realização, de maneira progressiva, de testes de unidade, testes de integração, testes de validação e testes de sistema, conforme ilustrado na Figura 4.1.

Figura 4.1 – Estrutura de teste de software.



Fonte: PRESSMAN e MAXIM (2016).

Os testes de unidade têm por finalidade verificar isoladamente cada um dos diversos subsistemas ou modelos individuais implementados no programa principal e verificar se estes estão funcionando de modo correto, ou seja, se estão apresentando os resultados esperados.

Durante o desenvolvimento do programa computacional PADPLAC-UMo, todos os módulos (sub-rotinas) implementados no código foram testados individualmente, ou seja, no momento em que foram implementados no programa geraram saídas provisórias que mostravam os resultados fornecidos apenas pelo modelo implementado, de modo a verificar a correção da implementação do módulo. Tais testes individuais não se encontram relatados neste trabalho, pois tiveram por finalidade apenas constatar a correta implementação dos modelos fornecidos pela literatura, e não a de verificar o funcionamento do programa como um todo.

Após a integração de todos os subsistemas ou módulos dentro da estrutura do programa principal, realizam-se os testes de integração e de validação dos sistema. Uma análise detalhada dos testes realizados com esta finalidade será discutida no Item 4.1 deste trabalho.

Finalmente, são realizados os testes de sistema, válidos apenas quando o sistema desenvolvido irá interagir com outros sistemas. Tal caso não se aplica ao programa PADPLAC-UMo, visto que este irá ser executado de modo individual, sem a interação com outros sistemas computacionais.

4.1 Testes de Integração e de Validação Aplicados ao Programa PADPLAC-UMo

Testes de integração e validação de um programa computacional tem por finalidade verificar se os diversos módulos implementados no código estão integrados de modo adequado e se os resultados fornecidos estão corretos.

No caso do programa PADPLAC-UMo, para que uma estrutura completa de testes possa ser realizada, torna-se necessária a realização de testes de integração e de validação. Testes de integração envolvem a elaboração de casos de testes que possam certificar que os diversos módulos implementados no código estão integrados de modo adequado e fornecendo os resultados corretos. Esses testes também podem ser chamados de testes de verificação, nomenclatura esta que será adotada neste trabalho. Já os testes de validação tem por finalidade comparar os resultados fornecidos pelo programa com dados obtidos por meio de experimentos, certificando que a estrutura desenvolvida para o sistema computacional fornece resultados que representam o comportamento próximo ao do sistema real.

Após uma intensa busca na literatura especializada, constatou-se a inexistência de um grupo consistente de dados experimentais que pudessem ser utilizados para validação do

sistema. Deste modo, neste trabalho serão realizados apenas os testes de verificação do programa computacional PADPLAC-UMo.

Neste contexto, três tipos de teste de verificação foram previstos:

1. Execução de um caso de teste e comparação com resultados obtidos por meio de cálculos analíticos;
2. Execução de um caso de teste e comparação com resultados fornecidos por meio do programa computacional ANSYS;
3. Execução de um caso de teste utilizando dados obtidos na literatura (ANDRZEJEWSKI, 2005) e comparação dos resultados.

O Anexo 1 deste trabalho fornece a estrutura dos arquivos de dados de entrada necessários às execuções dos testes descritos acima e o Anexo 2 fornece a relação e descrição de todas as variáveis necessárias à execução do programa PADPLAC-UMo. Adicionalmente, o Anexo 3 fornece a nomenclatura das variáveis utilizadas pelo código relacionadas às dimensões da placa de combustível.

4.2 Casos de teste envolvendo a comparação de resultados obtidos por meio de cálculos analíticos com os resultados fornecido pelo PADPLAC-UMo

O caso de teste realizado neste item possui duas finalidades: (1) servir como um tutorial relativo aos procedimentos que devem ser utilizados para a execução do programa e (2) comparar os resultados fornecidos pelo código com resultados obtidos analiticamente, com a finalidade de verificar a consistência dos cálculos efetuados pelo programa.

Dentro da proposta deste caso de teste, serão realizadas duas análises: (1) reator operando em condição de potência normal, onde a operação das placas de combustível irá ocorrer dentro dos limites de projeto estabelecidos, e (2) em condição de sobrepotência, condição na qual ocorrerá a falha da placa de combustível.

Para a execução deste caso, será considerada a utilização de uma placa de combustível monolítica de urânio-molibdênio com as dimensões fornecidas na Tabela 4.1. As dimensões da placa utilizada nesses testes foram adotadas de forma a serem semelhantes às características geométricas de placas monolíticas de urânio-molibdênio utilizadas em alguns dos testes do programa RERTR.

Tabela 4.1 – Principias dimensões da placa de combustível

Símbolo	*Descrição*	*Valores*
L (m)	Largura ativa da placa de combustível	0,09
H (m)	Altura ativa da placa de combustível	1,00
L_c (m)	Largura do canal de refrigeração	0,09
e_r (m)	Espessura do revestimento da placa de combustível	0,0002
t_m (m)	Espessura do cerne da placa de combustível	0,002
t_w (m)	Espessura do canal de refrigeração	0,003
A_c (cm^2)	Área transversal de um canal de refrigeração	2,70
A_n (cm^2)	Área transversal do cerne comb. da placa de combustível	0,90
N_c (adm.)	Número de elementos de combustível no reator	21
N_f (adm.)	Número de placas de combustível por elemento de combustível	72
N_t (adm.)	Número total de placas de combustível no núcleo do reator	1512

Fonte: autor da tese baseado em dados fornecidos por ANDRZEJEWSKI (2005)

No que diz respeito às características termo-hidráulicas adotadas para a execução desses testes, foram tomados os mesmos valores estabelecidos para o primeiro núcleo (tipo vareta) do reator de pequeno porte LABGENE (ANDRZEJEWSKI, 2005). Esses valores encontram-se fornecidos na Tabela 4.2

4.2.1 Caso de Teste utilizando a potência nominal do reator

Este caso de teste será realizado tomando-se por base a potência nominal do reator de 58 MW, fornecida na Tabela 4.2. Utilizando-se esta potência, espera-se que o reator opere dentro das condições de projeto da placa de combustível, não ocorrendo a falha do mesmo.

Da mesma forma que todo programa computacional utilizado para a análise do desempenho do combustível, o programa PADPLAC-UMo realiza a análise do comportamento sob irradiação de uma única placa, e não do núcleo como um todo. Deste modo, conforme fornecido na Tabela 4.2, a potência fornecida por uma única placa é de 38,36 kW, valor que será utilizado para a realização do teste em questão.

Tabela 4.2 – Dados térmicos e hidráulicos de entrada referentes ao canal de refrigeração para o reator considerado.

Descrição	*Valores*
Potência nominal total do reator (MW)	58
Potência gerada nas placas de combustível (MW)	56,6
Fator de pico	3,4
Número total de placas no núcleo	1512
Potência total gerada na placa de combustível (kW)	38,36
Fluxo de calor médio (W/cm^2)	18,4
Pressão nominal no sistema primário (bar)	130
Vazão no canal (m^3/h)	1,26
Vazão mássica de projeto do reator (kg/s)	427,6
Temperatura de entrada do refrigerante (°C)	265,0
Espessura do canal de refrigeração (mm)	3
Velocidade do refrigerante no canal de refrigeração (cm/s)	146,9

Fonte: (ANDRZEJEWSKI, 2005)

4.2.1.1 Preparação dos dados de entrada para a execução do caso de teste

Para a realização deste caso de teste, foram consideradas as seguintes características geométricas e operacionais:

- dados geométricos da placa de combustível: fornecidos na Tabela 4.1;
- dados térmicos e hidráulicos: fornecidos na Tabela 4.2;
- período de irradiação: 365 dias divididos em 20 incrementos de tempo.
- no que se refere à potência fornecida pela placa de combustível (38,36 kW), foi considerado uma elevação progressiva dessa potência ao longo do tempo da seguinte forma:
    - 1º incremento de tempo 28,00 kW
    - 2º incremento de tempo 30,00 kW
    - 3º incremento de tempo 32,00 kW
    - 4º incremento de tempo 34,00 kW
    - 5º incremento de tempo 35,00 kW
    - 6º ao 10º incremento de tempo 36,00 kW
    - 11º ao 15º incremento de tempo 37,00 kW
    - 16º ao 20º incremento de tempo 38,36 kW

- quatro diferentes perfis de potência, sendo o primeiro aplicado nos cinco primeiros incrementos de tempo, o segundo aplicado do sexto ao décimo incremento de tempo, o terceiro aplicado do décimo primeiro ao décimo quinto incremento de tempo e o quarto aplicado do décimo sexto ao vigésimo incremento de tempo. Ainda com relação aos perfis de potência, os dois primeiros são definidos por meio de 12 nós longitudinais e terceiro e quarto são definidos por meio de 10 nós.

Por meio das informações fornecidas acima, é elaborado um arquivo de dados de entrada para o Programa PADPLAC-UMo que deve ser nomeado como ***dados_entrada.dat***. Este arquivo encontra-se ilustrado na Figura 4.2. O significado de cada uma das variáveis usadas neste arquivo de dados de entrada encontra-se descrito no Anexo 2 deste trabalho.

Figura 4.2 – Arquivo de entrada do programa PADPLAC-UMo para o caso de teste em questão.

```
!*********************************************************************************************
!         PADPLAC-UMO - PROGRAMA PARA ANÁLISE DO DESEMPENHO EM REGIME PERMANENTE            *
!                 DE PLACAS COMBUSTÍVEIS MONOLÍTICAS DE URÂNIO-MOLIBDÊNIO                    *
!*********************************************************************************************
!
!---------------------------------------------------------------------------------------------
!                               ARQUIVO DE DADOS DE ENTRADA                                  -
!---------------------------------------------------------------------------------------------
!   CASO: Irradiacao de elemento de teste                                                    -
!   DESCRIÇÃO: Caso de teste do programa                                                     -
!---------------------------------------------------------------------------------------------
!
$padplc
Caso='Irradiacao de elemento de teste',
IncTemp=20, NosLong=10, NosTrans=10, RelatDadosEnt=0, flag_gap = 0,
Pressao=20*130.,TempEntRef=20*538.15, FluxoMassa=20*0.2188,
Crud=10*0.0, 5*0.5, 5*1.0, percmo=0.1, enriq=0.2,
Lpc=1.1e-1, Lnc=9.0e-2, Leld=1.0e-2, Lele=1.0e-2, Cpc=1.08, Cnc=1.0,
Lei=4.0e-2, Les=4.0e-2, Erv=2.0e-4, Enc=1.0e-3, Ecr=3.0e-3, Fa=1.0,
Oxido=5*0.0, 5*1.0e-5, 5*5e-5, 5*1e-4,
TempoAcum=0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0, 2.0, 4.0, 6.0, 8.0, 10.0, 20.0, 40.0, 60.0, 80.0,
          100.0, 150.0, 200.0, 250.0, 300.0, 365.0,
TxMedCalorLin=28.0, 30.0, 32.0 34.0, 35.0, 5*36.0, 5*37.0, 5*38.36,
DistFlux=0,
NumPerfisPot=4,
NumParesQZ=12,12,10,10
PerfilPotTmpAc=5*1,5*2,5*3,5*4,
RzCalorLinearZ(1)=0.46, 0.64, 0.98, 1.01, 1.05, 1.10, 1.10, 1.05, 1.01, 0.98, 0.64, 0.46,
RzCalorLinearZ(13)=0.47, 0.65, 0.99, 1.02, 1.06, 1.11, 1.11, 1.06, 1.02, 0.99, 0.65, 0.47,
RzCalorLinearZ(25)=0.56, 0.74, 1.02, 1.06, 1.11, 1.11, 1.06, 1.02, 0.74, 0.56,
RzCalorLinearZ(35)=0.57, 0.75, 1.03, 1.07, 1.12, 1.12, 1.07, 1.03, 0.75, 0.57,
ElevZ(1)=0.0, 8.25e-2, 2.5e-1, 3.25e-1, 4.25e-1, 5.0e-1, 5.75e-1, 6.75e-1, 7.5e-1,
         8.25e-1, 9.25e-1, 1.0,
ElevZ(13)=0.0, 8.25e-2, 2.5e-1, 3.25e-1, 4.25e-1, 5.0e-1, 5.75e-1, 6.75e-1, 7.5e-1,
          8.25e-1, 9.25e-1, 1.0,
ElevZ(25)=0.0, 1.11e-1, 2.22e-1, 3.33e-1, 4.44e-1, 5.55e-1, 6.66e-1, 7.77e-1, 8.88e-1, 1.0,
ElevZ(35)=0.0, 1.11e-1, 2.22e-1, 3.33e-1, 4.44e-1, 5.55e-1, 6.66e-1, 7.77e-1, 8.88e-1, 1.0,
&end
```

Fonte: Autor da tese.

Uma vez concluída a elaboração do arquivo dados_entrada.dat, é realizada a execução do programa PADPLAC-UMo.

4.2.1.2 Execução do programa computacional PADPLAC-UMo

Uma vez solicitada a execução do programa, a primeira etapa de cálculos realizada por este refere-se à determinação e normalização das curvas de potência, garantindo que a curva de potência represente as razões de calor linear em um determinado ponto e forneça a potência média fornecida pela placa.

Como exemplo será considerado o vigésimo incremento de tempo, o qual considera uma potência aplicada à placa de combustível de 38,36 kW e a aplicação da seguinte distribuição de razão de potência:

1º nó – 0,57
2º nó – 0,75
3º nó – 1,03
4º nó – 1,07
5º nó – 1,12
6º nó – 1,12
7º nó – 1,07
8º nó – 1,03
9º nó – 0,75
10º nó – 0,57

Como pode ser observado, a curva não se encontra normalizada, visto que a média dos valores é igual a 0,908 e não igual a 1. A normalização da curva é então realizada por meio da obtenção do fator de normalização, que é obtido por meio da divisão do número de nós (=10) pela soma dos valores das razões (=9,08), obtendo-se, deste modo, o valor de 1,101. Aplicando-se esse fator de normalização à distribuição fornecida anteriormente, obtém-se a distribuição de razões de potência normalizada, ou seja, a média dos valores é igual a 1.

1º nó – 0,63
2º nó – 0,82
3º nó – 1,13
4º nó – 1,18
5º nó – 1,23
6º nó – 1,23
7º nó – 1,18
8º nó – 1,13
9º nó – 0,82
10º nó – 0,63

A distribuição de potência normalizada é então utilizada para a obtenção da potência, potência linear e fluxo de calor presente em cada nó longitudinal da placa de combustível.

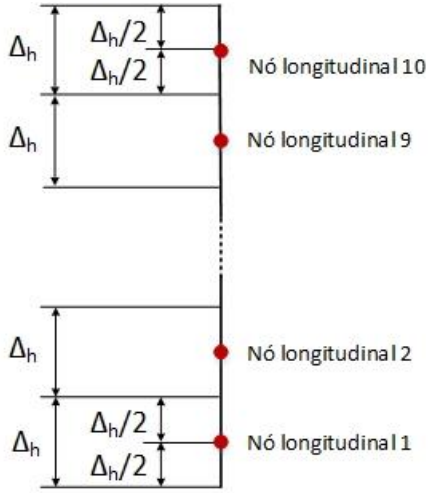
A curva de potência aplicada à placa de combustível é obtida por meio da multiplicação potência média fornecida pela placa de combustível (neste caso, 38,36 kW) pela razão de potência do respectivo nó. Para o caso em questão (20º incremento de tempo), obtém-se a seguinte curva de distribuição de potência:

1º nó – 24,17 kW
2º nó – 31,46 kW
3º nó – 43,35 kW
4º nó – 45,26 kW
5º nó – 47,18 kW
6º nó – 47,18 kW
7º nó – 45,26 kW
8º nó – 43,35 kW
9º nó – 31,46 kW
10º nó – 24,17 kW

Como pode ser observado, o valor médio desta distribuição é de 38,36 kW, o qual corresponde à potência média fornecida pela placa de combustível.

O próximo passo corresponde à determinação da potência linear em cada nó longitudinal da placa de combustível. Para isso, é determinado, em função do comprimento ativo da placa de combustível, o valor de Δ_h, conforme ilustrado na Figura 4.3. Como pode ser notado nesta figura, para o caso em questão, os nós longitudinais 1 e 10 são definidos de modo a que possuam um mesmo comprimento Δ_h.

Figura 4.3 – Dimensões relativas aos nós longitudinais da placa de combustível.



Fonte: Autor da tese.

Considerando o vigésimo incremento de tempo utiliza 10 nós longitudinais e que a altura ativa da placa de combustível é de 1,0 m, obtém-se Δ_h = 0,10 m e $\Delta_h/2$ = 0,05 m que determinam as elevações dos nós longitudinais fornecida a seguir:

1º nó – 0,05 m
2º nó – 0,15 m
3º nó – 0,25 m
4º nó – 0,35 m
5º nó – 0,45 m
6º nó – 0,55 m
7º nó – 0,65 m
8º nó – 0,75 m
9º nó – 0,85 m
10º nó – 0,95 m

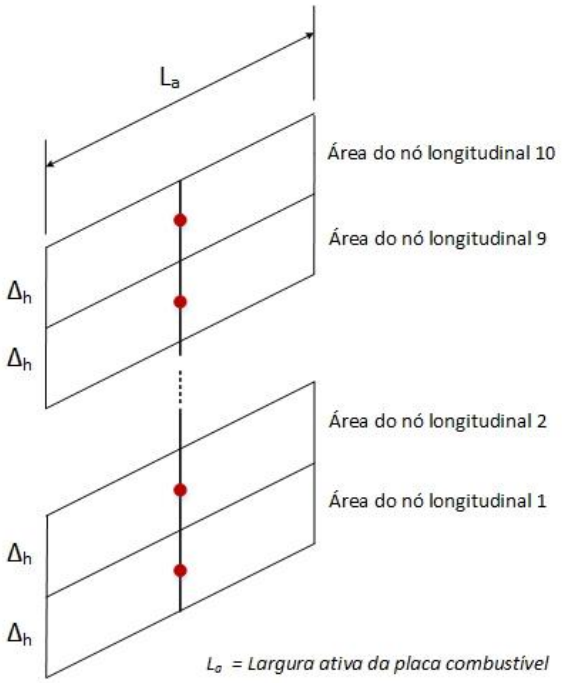
Utilizando-se esses comprimentos relacionados a cada nó longitudinal, obtém-se a seguinte distribuição de potência linear na placa de combustível.

1º nó – 241,67 kW
2º nó – 316,52 kW
3º nó – 433,47 kW
4º nó – 452,65 kW
5º nó – 471,83 kW
6º nó – 471,83 kW
7º nó – 452,65 kW
8º nó – 433,47 kW
9º nó – 316,52 kW
10º nó – 241,67 kW

Finalmente, determina-se o fluxo de calor correspondente a cada nó longitudinal. Neste caso é utilizada a área relativa aos nós longitudinais, conforme ilustrado na Figura 4.4. A Tabela 4.1 fornece para a largura ativa da placa de combustível o valor de 0,09 m. Deste modo, o fluxo de calor em cada um dos nós longitudinais será de:

1º nó – 2685,22 kW/m^2
2º nó – 3516,89 kW/m^2
3º nó – 4816,33 kW/m^2
4º nó – 5029,44 kW/m^2
5º nó – 5242,56 kW/m^2
6º nó – 5242,56 kW/m^2
7º nó – 5029,44 kW/m^2
8º nó – 4816,33 kW/m^2
9º nó – 3516,89 kW/m^2
10º nó – 2685,22 kW/m^2

Figura 4.4 – Áreas relativas aos nós longitudinais da placa de combustível.



Fonte: Autor da tese.

A Figura 4.5 apresenta os valores para a razão de potência, potência linear e fluxo de calor fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo para o caso em questão (vigésimo incremento de tempo). Como pode ser observado na Tabela 4.3, os valores fornecidos pelo programa encontram-se de acordo com os valores determinados analiticamente. As pequenas discrepâncias observadas entre os valores devem-se ao diferente número de casas decimais utilizadas no cálculo analítico e no cálculo realizado por meio do programa.

Figura 4.5 – Dados relativos à potência aplicada à placa de combustível fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo.

Incremento de Tempo 20 = 365.000 (dias) ---- Taxa de Calor Linear Média = 38.360 (kW)

Nó Longitudinal	Elevação do Nó Longitudinal (m)	Razão de Calor Linear Normalizada (adimen.)	Taxa de Calor Linear Normalizada (kW/m)	Fluxo de Calor Normalizado (kW/m2)
1	0.0500	0.6278	240.8065	2684.6241
2	0.1500	0.8260	316.8502	3517.5587
3	0.2500	1.1344	435.1418	4818.8995
4	0.3500	1.1784	452.0406	5028.6627
5	0.4500	1.2335	473.1633	5244.3672
6	0.5500	1.2335	473.1639	5244.3671
7	0.6500	1.1784	452.0404	5028.6629
8	0.7500	1.1344	435.1410	4818.8993
9	0.8500	0.8260	316.8506	3517.5588
10	0.9500	0.6278	240.8061	2684.6245

Fonte: Autor da tese.

Tabela 4.3 – Comparação entre os resultados do fluxo de calor obtidos por meio de cálculo analítico e pelo programa PADPLAC-UMo.

Fluxo de Calor (kW/m²)	
Cálculo Analítico	***Programa PADPLAC-UMo***
2685,22	2684,62
3516,89	3517,56
4816,33	4818,90
5029,44	5028,66
5242,56	5244,37
5242,56	5244,37
5029,44	5028,66
4816,33	4818,90
3516,89	3517,59
2685,22	2684,62

Fonte: Autor da tese.

Uma vez determinadas as curvas de potência a serem utilizadas, inicia-se a análise térmica da placa de combustível. Como primeira etapa, é determinada a temperatura do fluído refrigerante em cada um dos nós longitudinais. Para a realização deste cálculo, utiliza-se a Equação 3.16 fornecida anteriormente. Para a utilização desta equação, são adotadas as seguintes considerações:

- para o primeiro nó longitudinal (nó 1) a temperatura de entrada do refrigerante é conhecida (dado de entrada). Nos demais nós longitudinais, a temperatura de entrada é a temperatura do refrigerante obtida no nó anterior;
- considera-se que a largura ativa da placa de combustível (l_{apc}), o fluxo de calor (q''), a capacidade térmica do refrigerante (C_p), o fluxo mássico do refrigerante (G) e a área do canal refrigerante (A_{cr}) são constantes ao longo da altura do nó longitudinal (Δz);
- o fluxo de calor em cada nó é obtido por meio das curvas de potência. As dimensões geométricas e o fluxo de massa em cada canal de refrigeração são dados de entrada.

Deste modo, para o nó longitudinal 1, tem-se que:

T_{ent} = 538,15 K (265 °C)

q'' = 2685,22 kW/m^2 (nó 1 – incremento de tempo 20)

C_p = 2,39 x 10^5 (J/kg.K) (obtido por meio da Equação 3.18)

G = 0,288 (kg/s) (vazão mássica em um canal de refrigeração)

e_{ec} = 1,0 x 10^{-3} m

Δz = 0,1 m (altura correspondente ao nó longitudinal)

A_{cr} = 2,7x10^{-4} m^2 (área do canal de refrigeração)

Utilizando a Equação 3.17 com os dados acima tem-se, para o nó longitudinal 1, uma temperatura do refrigerante de:

$$T_{ref} = T_{ent} + \frac{q''.A_{cr}.\Delta z}{e_{ec}.C_p.G} = 538{,}15 + \frac{2685{,}22 \times 10^3 \,.\, 2{,}7 \times 10^{-4} \,.\, 0{,}1}{1{,}0 \times 10^{-3} \,.\, 2{,}39 \times 10^5 \,.\, 0{,}288} \Rightarrow$$

$$\Rightarrow T_{ref} = 539{,}20\ K$$

Utilizando o mesmo procedimento de cálculo para os demais nós longitudinais da placa de combustível tem-se, para o vigésimo incremento de tempo, as seguintes temperaturas do refrigerante:

1º nó – 539,20 K (266,05 °C)
2º nó – 540,57 K (267,42 °C)
3º nó – 542,47 K (269,32 °C)
4º nó – 544,44 K (271,29 °C)
5º nó – 546,50 K (273,35 °C)
6º nó – 548,55 K (275,40 °C)
7º nó – 550,51 K (277,36 °C)
8º nó – 552,39 K (279,24 °C)
9º nó – 553,75 K (280,60 °C)
10º nó – 554,79 K (281,64 °C)

Uma vez determinadas as temperaturas do refrigerante, o código determina, para cada nó longitudinal, as temperaturas na superfície externa do revestimento, na superfície interna do revestimento, na superfície do núcleo e no centro do núcleo do combustível. Para a determinação dessas temperaturas, é utilizada uma sequência de cálculos bastante extensa. Como essa sequência de cálculo é a mesma para todos os nós longitudinais, serão realizados os cálculos analíticos apenas para um nó longitudinal, e os resultados obtidos para esse nó serão comparados com os resultados fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo. O nó selecionado para esta análise foi o nó longitudinal 6 que, por ser um nó central, possui condições mais críticas de temperatura em função da distribuição de potência adotada.

Deve-se ressaltar que para a realização dessas análises é considerada a meia espessura da placa de combustível uma vez que esta é simétrica com relação ao seu eixo transversal.

Assim sendo, para o nó transversal selecionado, será inicialmente determinada a queda de temperatura no filme do refrigerante devido à convecção forçada. Para isso, utiliza-se a Equação 3.23 para o cálculo da condutância no filme e a Equação 3.22 para a queda de temperatura devido à convecção forçada.

Deste modo, para o nó longitudinal número 6, tem-se que:

- fluxo de calor: q'' = 2621,13 W/m^2 (metade do fluxo de calor no nó – simetria)
- temperatura do refrigerante no nó: T_{ref} = 548,55 K
- condutividade térmica do refrigerante: k_r = 0,602 W/m.K (Equação 3.24)
- diâmetro equivalente: D_e = 2,95x10^{-3} m (Equação 3.25)
- viscosidade dinâmica: μ = 1,025x10^{-4} kg/m.s (Tabela 3.1)
- densidade: ρ = 772,48 kg/m^3 (Tabela 3.1)
- velocidade no canal de refrigeração: V = 1,38 m/s
- capacidade térmica do refrigerante: C_p = 2,41x10^5 J/kg.K
- número de Reynolds: Re = 60388,4 (Equação 3.26)
- número de Prandtl: Pr = 41,0 (Equação 3.27)

Aplicando os valores acima na Equação 3.23, tem-se que:

$$h_{fc} = \left(\frac{0{,}023 \times 0{,}602}{2{,}95x10^{-3}}\right) \times 60388{,}4^{0{,}8} \times 41{,}0^{0{,}4} \;\; \Rightarrow \;\; h_{fc} = 138477{,}3 \;\; W/m^2K$$

Logo, utilizando-se a Equação 3.22, tem-se que a queda de temperatura no filme por convecção forçada é de:

$$\Delta T_{cf} = \frac{q''}{h_{cf}} = \frac{2621{,}13 \times 10^3}{138477{,}3} \;\; \Rightarrow \;\; \Delta T_{cf} = 18{,}90 \; K$$

Obtida a queda de temperatura no filme refrigerante, em seguida é determinada a queda de temperatura na incrustação. Para isso, será utilizada a Equação 3.28, onde:

- fluxo de calor: q'' = 2621,13 W/m^2 (metade do fluxo de calor no nó – simetria)
- espessura da incrustação δ_{inc} = 1 μm (dado de entrada)
- condutividade térmica da incrustação k_{inc} = 0,8648 W/m.K (Equação 3.29)

Aplicando os valores acima na Equação 3.28, tem-se que:

$$\Delta T_{inc} = q'' \frac{\delta_{inc}(z)}{k_{inc}} = 2621{,}13 \times 10^3 \frac{1 \times 10^{-6}}{0{,}8648} \quad \Rightarrow \quad \Delta T_{inc} = 3{,}03\ K$$

Uma vez obtida a queda de temperatura na incrustação, determina-se, em seguida, a queda de temperatura na camada de óxido do revestimento por meio da Equação 3.30, onde:

- fluxo de calor: q'' = 2621,13 W/m^2 (metade do fluxo de calor no nó – simetria)
- condutividade térmica do óxido de zircônio: k_{ox} = 1,995 W/m.K (Equação 3.31)
- espessura da camada de óxido de zircônio: δ_{ox} = 1,39 μm (para este cálculo foi utilizada a Equação 3.33, uma vez que a camada de transição de 2,0 μm não foi atingida).

Aplicando os valores acima na Equação 3.30, tem-se que:

$$\Delta T_{ox} = 2621{,}13 \times 10^3 \frac{1{,}39 \times 10^{-6}}{1{,}995} \quad \Rightarrow \quad \Delta T_{ox} = 1{,}83\ K$$

Uma vez obtida a queda de temperatura na camada de óxido, pode-se determinar agora a temperatura na superfície externa do revestimento por meio da Equação 3.21, onde:

- temperatura do refrigerante no nó: T_{ref} = 548,55 K
- queda de temperatura por convecção forçada no filme: $\Delta T_{cf}(z)$ = 18,90 K
- queda de temperatura na incrustação: $\Delta T_{inc}(z)$ = 3,03 K
- queda de temperatura na camada de óxido: $\Delta T_{ox}(z)$ = 1,83 K

Aplicando os valores acima na Equação 3.21, tem-se que:

$$T_{er} = 548{,}55 + 18{,}90 + 3{,}03 + 1{,}83 \quad \Rightarrow \quad T_{er} = 572{,}31\ K$$

Obtida a temperatura na superfície externa do revestimento, pode-se agora determinar a temperatura na superfície interna do revestimento, utilizando-se para isso a Equação 3.35, onde:

- temperatura externa do revestimento: T_{er} = 572,31 K
- fluxo de calor: q'' = 2621,13 W/m^2 (metade do fluxo de calor no nó – simetria)
- espessura do revestimento: e_r = 0,001 m
- condutividade térmica do revestimento: k_{rev} = 16,0 W/m.K (Equação 3.36).

Aplicando os valores acima na Equação 3.35, tem-se que:

$$T_{ir} = 572{,}31 + \frac{2621{,}13 \times 10^3 . 0{,}0002}{16{,}0} \quad \Rightarrow \quad T_{ir} = 605{,}07\ K$$

Com a determinação da temperatura interna do revestimento pode-se agora determinar a temperatura na superfície externa do combustível. Para isso considera-se inicialmente a condição de folga (*gap*) fechada, ou seja, a existência de um contato íntimo entre a superfície do revestimento. Nesta condição, conforme discutido no Item 3.3.4, utiliza-se a Equação 3.37 para o cálculo dessa temperatura. Sabendo-se que:

- fluxo de calor: q'' = 2621,13 W/m^2 (metade do fluxo de calor no nó – simetria)
- condutividade térmica na região de transição entre o revestimento e o combustível: k_{icr} = 30,0 W/m.K (2,85x10^{-2} kcal/h.mm.°C, conforme discussão realizada no Item 3.3.4).
- espessura da região de transição entre o revestimento e o combustível: e_{icr} = 20 μm (rugosidade média do Zircaloy laminado).

Aplicando os valores acima na Equação 3.37, tem-se que:

$$\Delta T_{icr} = \frac{2621{,}13 \times 10^3 . 20 \times 10^{-6}}{30{,}0} \quad \Rightarrow \quad \Delta T_{icr} = 1{,}75\ K$$

Deste modo, para a determinação da temperatura na superfície externa do combustível, tem-se que:

$$T_{ecc} = T_{ir} + \Delta T_{icr} \tag{4.1}$$

onde:

T_{ecc} = temperatura externa do cerne de combustível (K).

Logo,

$$T_{ecc} = 605{,}7 + 1{,}75 \quad \Rightarrow \quad T_{ecc} = 607{,}45\ K$$

Uma vez obtida a temperatura externa do cerne de combustível, determina-se agora a distribuição de temperaturas ao longo da espessura do cerne. Para isso, utiliza-se o procedimento descrito no Item 3.3.5. Como são definidos 10 nós transversais ao longo da espessura do cerne de combustível (dado de entrada), o cálculo deverá ser executado nove vezes, uma vez que a temperatura no nó transversal 10 é conhecida, ou seja, $T_{nó_10} = T_{ecc}$. Assim sendo, para a determinação das temperaturas ao longo da espessura do cerne para o nó longitudinal 6, inicialmente tem-se que:

- fluxo de calor: q'' = 2621,13 W/m^2 (metade do fluxo de calor no nó – simetria)
- temperatura externa no cerne: T_{ecc} = 607,45 K (nó transversal 10)
- condutividade térmica do combustível para T_{ecc}: k_{comb} = 21,93 (Equação 3.45)
- espessura entre dois nós transversais: e_{nt} = 5.556x10^{-5} m

Utilizando a Equação 3.44, tem-se que a temperatura no nó transversal 9 é igual a:

$$T_{nó_9} = 607{,}45 + \frac{2621.13 \times 10^3 . 5{,}556 \times 10^{-5}}{21{,}93} \quad \Rightarrow \quad T_{nó_9} = 614{,}09\ K$$

Realizando-se o mesmo procedimento para os demais nós transversais, tem-se os valores fornecidos na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 – Temperaturas ao longo da meia espessura do cerne de combustível para o nó longitudinal 6.

Nó Transversal	***Temperatura (K)***
1	664,86 ($T_{central}$)
2	658,72
3	652,53
4	646,28
5	639,97
6	633,60
7	627,16
8	620,66
9	614,09
10	607,45 ($T_{externa}$)

Fonte: Autor da Tese

O programa computacional PADPLAC-UMo fornece, para cada incremento de tempo, uma tabela com o resumo das principais temperaturas para todos os nós longitudinais. No caso em questão, essa saída encontra-se ilustrada na Figura 4.6.

A tabela 4.5 fornece uma comparação entre as temperaturas obtidas por meio de cálculo analítico com as temperaturas obtidas por meio do programa computacional PADPALC-UMo para o nó longitudinal 6. Como pode ser observado, os resultados possuem uma ótima convergência.

Figura 4.6 – Principais temperaturas na placa de combustível fornecidas pelo programa PADPLAC-UMo

Incremento de Tempo 20 = 365.000 (dias) ---- Taxa de Calor Linear Média = 38.360 (kW)

Nó Long.	Temp. do Refrig. (C)	Temp. Ext. do Revest. (C)	Temp. Int. do Revest. (C)	Queda de Temp. Interf. Comb/Rev. (C)	Temp. Ext. do Comb. (C)	Temp. Central do Comb. (C)
1	266.12	278.30	295.08	0.89	295.99	325.69
2	267.51	283.46	305.44	1.17	306.60	346.47
3	269.18	291.03	321.13	1.60	322.74	379.27
4	271.46	294.28	325.71	1.68	327.39	384.72
5	273.09	297.16	329.75	1.76	331.51	389.40
6	275.65	299.32	332.31	1.76	334.08	391.97
7	277.40	300.72	331.65	1.68	333.33	390.66
8	279.56	301.54	331.23	1.60	332.98	387.12
9	280.47	297.11	320.19	1.17	320.26	360.89
10	281.35	294.12	311.36	0.89	312.25	342.27

Fonte: Autor da tese.

Tabela 4.5 – Comparação das temperaturas obtidas por meio de cálculo analítico com as temperaturas fornecidas pelo programa PADPLAC-UMo.

	Temperaturas (ºC) ***Cálculo Analítico***	***Temperaturas (ºC)*** ***Programa PADPLAC-UMo***
Temperatura do refrigerante	275,40	275,65
Temperatura externa do revestimento	299,16	299,72
Temperatura interna do revestimento	331,92	332,31
Temperatura externa do combustível	334,30	334,08
Temperatura central do combustível	391,71	391,97

Fonte: Autor da Tese

Como pode ser observado na Figura 4.6, em nenhum nó longitudinal a temperatura no combustível ultrapassa 400 ºC. Conforme discutido no Item 3.3.7, nessas condições praticamente inexiste a liberação de gases de fissão, podendo-se considerar que não ocorrerá a formação de uma folga (gap) na interface combustível/revestimento devido ao aumento da pressão interna no compartimento do combustível. Neste caso o programa fornece uma mensagem relativa a esta condição e finaliza a análise térmica da placa de combustível.

Uma vez terminada essa análise, o programa determina a queima acumulada do combustível ao longo do período de irradiação. Para a realização deste cálculo é utilizada a seguinte relação:

$$bu = bu_{parcial} + bu_{it} \tag{4.2}$$

onde:

bu = queima acumulada do combustível (MWd/tU).

$bu_{parcial}$ = queima acumulada do combustível até o incremento de tempo anterior ao considerado (MWd/tU) (no primeiro incremento de tempo, $bu_{parcial} = 0$).

bu_{it} = queima do combustível no incremento de tempo considerado (MWd/tU).

Considerando o caso de teste em questão será, a título de exemplo, obtida a queima do combustível para o primeiro incremento de tempo. Para a determinação dessa queima é utilizada a Equação 3.59, onde:

- largura do núcleo de combustível: l_{nc} = 0,09 m
- comprimento do núcleo de combustível: c_{nc} = 1,0 m
- fluxo de calor médio na placa de combustível no primeiro incremento de tempo: q''_m = 311,1 kW/m^2
- duração do primeiro incremento de tempo: i_t = 0,2 dias
- fração de molibdênio no combustível: p_{Mo} = 0,10 (adimensional)
- densidade do urânio-molibdênio: d_{UMo} = 18,11x10^6 kg/m^3
- volume do combustível: V_{comb} = 9,0x10^{-5} m^3

Logo,

$$bu_{it} = \frac{1 \times 0{,}09 \times 311{,}1 \times 10^3 \times 0{,}2 \times 1{,}0 \times 10^{-3}}{1.\left(\frac{238{,}0}{238{,}0 + 0{,}10 \times 96.0}\right) \times 18{,}11 \times 10^6 \times 9{,}0 \times 10^{-5}} \quad \Rightarrow$$

$$\Rightarrow \quad bu_{it} = 3{,}57 \times 10^{-3}\ MWd/tU$$

Efetuando o mesmo cálculo para os demais incrementos de tempo, monta-se a Tabela 4.6, a qual fornece a queima do combustível ao longo dos incrementos de tempo.

Como pode ser observado na Tabela 4.6, a queima total do combustível, ao final do vigésimo incremento de tempo, é de 10,552 MWd/tU.

Após a determinação da queima do combustível, são determinadas as tensões atuantes no revestimento na placa de combustível. São determinadas as seguintes tensões:

- Tensões térmicas na placa de combustível e no revestimento.
- No caso da existência de uma liberação acentuada de gases de fissão que provoque uma pressão no compartimento do cerne de combustível superior à pressão do refrigerante, são determinadas a deflexão do revestimento e as tensões no centro e na borda maior da placa de revestimento.

Tabela 4.6 – Queima acumulada do combustível ao longo dos incrementos de tempo.

Incremento de tempo	Queima acumulada até o incremento de tempo anterior (MWd/tU)	Queima no incremento de tempo (MWd/tU)	Queima acumulada do combustível (MWd/tU)
1	0	$3{,}574 \times 10^{-3}$	$3{,}574 \times 10^{-3}$
2	$3{,}574 \times 10^{-3}$	$3{,}830 \times 10^{-3}$	$7{,}704 \times 10^{-3}$
3	$7{,}704 \times 10^{-2}$	$4{,}085 \times 10^{-3}$	$1{,}149 \times 10^{-2}$
4	$1{,}149 \times 10^{-2}$	$4{,}340 \times 10^{-3}$	$1{,}583 \times 10^{-2}$
5	$1{,}583 \times 10^{-2}$	$4{,}468 \times 10^{-3}$	$2{,}020 \times 10^{-3}$
6	$2{,}020 \times 10^{-2}$	$4{,}596 \times 10^{-2}$	$6{,}626 \times 10^{-2}$
7	$6{,}626 \times 10^{-2}$	$4{,}596 \times 10^{-2}$	$1{,}122 \times 10^{-1}$
8	$1{,}122 \times 10^{-1}$	$4{,}596 \times 10^{-2}$	$1{,}582 \times 10^{-1}$
9	$1{,}582 \times 10^{-1}$	$4{,}596 \times 10^{-2}$	$2{,}042 \times 10^{-1}$
10	$2{,}042 \times 10^{-1}$	$4{,}596 \times 10^{-2}$	$2{,}250 \times 10^{-1}$
11	$2{,}250 \times 10^{-1}$	$4{,}723 \times 10^{-1}$	$7{,}224 \times 10^{-1}$
12	$7{,}224 \times 10^{-1}$	$4{,}723 \times 10^{-1}$	1,195
13	1,195	$4{,}723 \times 10^{-1}$	1,667
14	1,667	$4{,}723 \times 10^{-1}$	2,139
15	2,139	$4{,}723 \times 10^{-1}$	2,612
16	2,612	1,588	4,200
17	4,200	1,588	5,788
18	5,788	1,588	7,376
19	7,376	1,588	8,964
20	8,964	1,588	**10,552**

Fonte: Autor da Tese

No exemplo em questão, as temperaturas no cerne de combustível não ultrapassaram valores superiores a 420 °C. Deste modo, será realizado apenas a determinação das tensões térmicas no cerne de combustível e no revestimento. Para isso, faz-se uso das Equações 3.60 (combustível) e 3.61 (revestimento), onde:

- T_f = 391,71 °C (temperatura do combustível)
- T_c = 331,92 °C (temperatura do revestimento)
- E_f = 77,26 GPa (módulo de elasticidade do combustível – Equação 3.66)
- E_c = 83,87 GPa (módulo de elasticidade do revestimento)
- μ_f = 0,34 (módulo de Poisson do combustível – Item 3.4.7)
- μ_c = 0,38 (módulo de Poisson do revestimento – Equação 3.69)
- $\alpha_f = 1{,}698 \times 10^{-5}$ C^{-1} (coeficiente de expansão térmica do combustível – Eq. 3.62)

- α_c = 1,26x10^{-5} C^{-1} (coeficiente de expansão térmica do revestimento – Eq. 3.63)
- a = 7,0x10^{-4} m (ver Figura 4.7)
- b = 5,0x10^{-4} m (ver Figura 4.7)

Utilizando-se o software MAPLE e os valores fornecidos acima, as Equações 3.60 e 3.61 fornecem os seguintes valores:

$$\sigma_{f máx} = 78{,}63\ MPa \quad \textit{para o combustível}$$

$$\sigma_{c máx} = -58{,}16\ MPa \quad \textit{para o revestimento}$$

Para a resolução das Equações 3.60 e 3.61 pelo programa PADPLAC-UMo foi utilizada a biblioteca *Math* fornecida no compilador FORTRAN do software *Intel Parallel Studio 2019*. Os resultados fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo para este caso foram os seguintes:

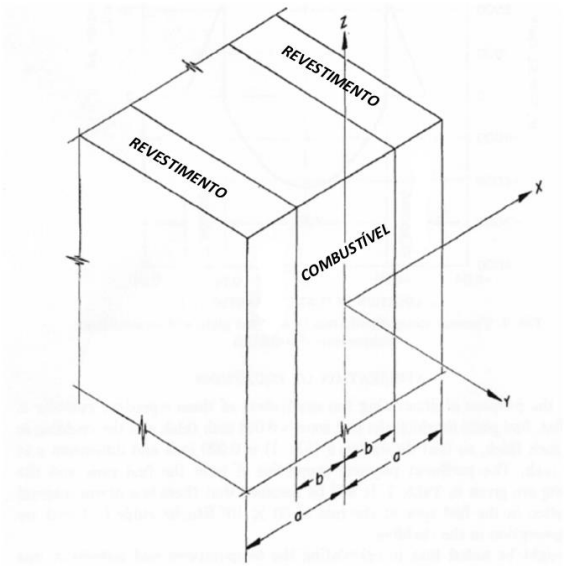
$$\sigma_{f máx} = 78{,}48\ MPa \quad para\ o\ combustível$$

$$\sigma_{c máx} = -57{,}94\ MPa \quad para\ o\ revestimento$$

O que indica uma boa concordância entre os resultados obtidos.

A Figura 4.8 apresenta a saída do programa PADPLAC-UMo com resultados referentes à queima (burnup), produção e liberação de gases de fissão e tensões no combustível e no revestimento.

Figura 4.7 – Valores de a e b utilizados para o cálculo das tensões térmicas no cerne de combustível e no revestimento.



Fonte: SMITH, C. O. (1956)

Figura 4.8 – Saída do programa computacional PADPLAC-UMo com resultados referentes à queima, produção e liberação de gases de fissão e tensões no combustível e revestimento.

```
-----------------------------------------------------------------------------------------------------
|  Incremento de Tempo  20 =  365.000 (dias)   ----   Taxa de Calor Linear Média =    38.360 (kW)    |
-----------------------------------------------------------------------------------------------------
|                                                                                                     |
| Queima (Burnup) ao final do incremento de tempo:    10.945 MWd/tU                                   |
|                                                                                                     |
| Gas de fissao produzido (totalizado):     0.963E-07 mols                                            |
| Gas de fissao liberado:    0.000E-00 mols                                                           |
| Pressao no interior do compartimento do combustivel:    0.000E00 MPa                               |
|                                                                                                     |
| Tensoes termicas:      Revestimento:     -57.942 MPa                                                |
|                        Combustivel:     78.484 MPa                                                  |
|                                                                                                     |
| Condicao da interface combustivel revestimento:     Preservada                                      |
| Deflexão do revestimento:     0.000E00 mm                                                           |
| Tensao na regiao central da borda:    0.000E00 MPa                                                  |
| Tensao na regiao central da placa:    0.000E00 MPa                                                  |
|                                                                                                     |
-----------------------------------------------------------------------------------------------------
```

Fonte: Autor da tese.

4.3 Verificação dos Resultados: PADPLAC-UMo x Caso Andrzejewski

ANDRZEJEWSKI (2005) realizou um estudo abrangente referente a diversas alternativas de combustível tipo placa para reatores de pequeno porte. Dentre esses estudos foi considerado o caso de placas de combustível UMo monolíticas em diversas configurações. De interesse especial para este trabalho é o caso em que o autor realiza uma análise por meio de método numérico (método nodal) do comportamento de uma placa de combustível monolítica de U10Mo, obtendo dados relativos às temperaturas encontradas nesta condição operacional. Esses dados constituem uma boa fonte para que seja realizada uma comparação com os dados obtidos pelo programa PADPLAC-UMo quando executado com dados de entrada equivalentes aos utilizados por Andrzejewski, dados esses que se encontram disponibilizados nas Tabelas 4.7 e 4.8 fornecidas a seguir.

Das diversas alternativas de placa de combustível apresentadas por Andrzejewski, aquela que é de maior interesse para a atual análise é a denominada pelo autor de *Alternativa 7*, que se trata de uma placa monolítica de UMo, com uma densidade de potência de 735,9 W/cm^3 aplicada à mesma. Para essa alternativa, Andrzejewski fornece a distribuição de densidade de potência máxima ilustrada na Figura 4.9.

Tabela 4.7 – Principias dimensões do combustível

Símbolo	***Descrição***	***Valores***
L (cm)	Largura ativa da placa de combustível	9,435
H (cm)	Altura ativa da placa de combustível	110,5
L_c (cm)	Largura do canal de refrigeração	9,435
r (cm)	Espessura do revestimento da placa de combustível	0,020
t_m (cm)	Espessura do cerne da placa de combustível	0,05
t_w (cm)	Espessura do canal de refrigeração	0,300
A_c (cm^2)	Área transversal de um canal de refrigeração	2,8305
A_n (cm^2)	Área transversal do cerne comb. da placa de combustível	1,915
A_p (cm^2)	Área de troca térmica da placa	2085,14
A_t (cm^2)	Área total de troca térmica do conjunto de EC's	315,272
V_c (cm^3)	Volume do cerne combustível da placa	211,61
D_h (cm)	Diâmetro hidráulico de canal de refrigeração	0,5815
P_m (cm)	Perímetro molhado	19,45
N_c (adm.)	Número de elementos combustível no reator	21
N_f (adm.)	Número de placas combustíveis por elemento de combustível	72
N_t (adm.)	Número total de placas combustíveis no núcleo do reator	1512
Tent (°C)	Temperatura de entrada do refrigerante	246,0

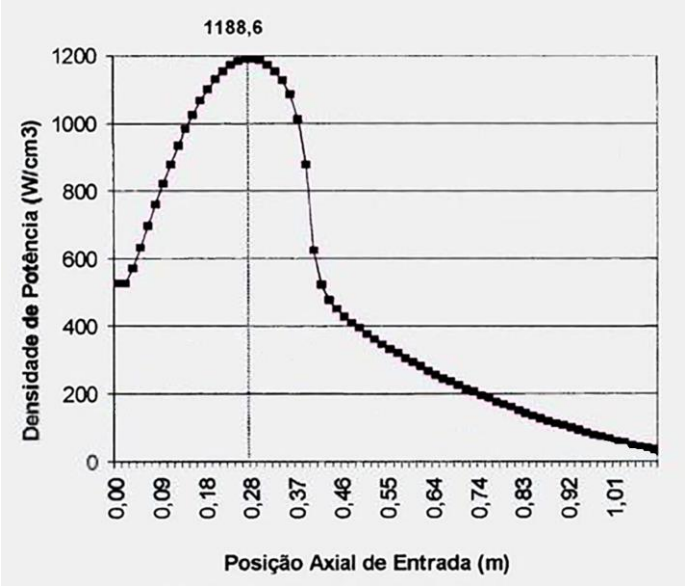
Fonte: (ANDRZEJEWSKI, 2005)

Tabela 4.8 – Dados térmicos e hidráulicos de entrada referentes ao canal de refrigeração para o reator considerado.

Descrição	***Valores***
Potência nominal total do reator (MW)	58
Potência gerada nas placas de combustível (MW)	56,6
Fator de pico	3,4
Número total de placas no núcleo	1512
Potência total gerada na placa de combustível (kW)	38,36
Fluxo de calor médio (W/cm^2)	18,4
Fração volumétrica da fase físsil nas dispersões (%)	40
Pressão nominal no sistema primário (bar)	130
Vazão no canal (m^3/h)	1,26
Vazão mássica de projeto do reator (kg/s)	427,6
Espessura do canal de refrigeração (mm)	3
Velocidade do refrigerante no canal de refrigeração (cm/s)	146,9

Fonte: (ANDRZEJEWSKI, 2005)

Figura 4.9 – Distribuição da densidade de potência máxima utilizada por ANDRZEJEWSKI (2005)



Fonte: (ANDRZEJEWSKI, 2005)

Com essas informações é possível determinar o perfil de potência que será aplicado à placa de combustível para executar um caso equivalente à *Alternativa 7* desenvolvida por Andrzejewski. Esse perfil de potência é fornecido na Tabela 4.9.

Tabela 4.9 – Perfil de potência utilizado pelo programa PADPLAC-UMo para executar caso de teste equivalente à alternativa 7 de Andrzejewski.

Posição do nó longitudinal (m)	***Perfil de potência***	***Perfil de potência normalizado***
0,00	0,707	1,094
0,09	1,101	1,704
0,18	1,494	2,312
0,27	1,614	2,498
0,36	1,372	2,123
0,45	0,571	0,884
0,54	0,428	0,662
0,63	0,360	0,557
0,72	0,272	0,421
0,81	0,177	0,274
0,90	0,136	0,210
0,99	0,102	0,158
1,10	0,066	0,102

Fonte: Auto da tese.

Como Andrzejewski não estabelece uma análise temporal relativa ao período de irradiação da placa de combustível, foi considerado, para fins de análise, um período de 90 dias com uma aplicação gradual de potência até que seja atingida a potência máxima de operação.

Outro ponto a ser considerado é que Andrzejewski não considera em seus cálculos a degradação do combustível devido à irradiação. Deste modo, foi considerado um período de tempo relativamente pequeno de modo a que esses efeitos sejam minimizados.

Os incrementos de tempo com as respectivas potências médias a serem utilizadas para a realização da análise em questão encontram-se fornecidas na Tabela 4.10.

Tabela 4.10 – Incrementos de tempo e potência média aplicada à placa de combustível para execução de um caso de teste equivalente à alternativa 7 de Andrzejewski.

Tempo acumulado (dias)	***Potência média aplicada à placa de combustível (kW)***
0,2	28,0
0,8	30,0
2	32,0
10	34,0
30	36,0
90	38,36

Fonte: Auto da tese.

A Figura 4.10 apresenta o arquivo de dados de entrada utilizados pelo programa PADPLAC-UMo para a execução do caso de teste considerado nesta análise.

Executando o programa PADPLAC-UMo com os dados de entrada fornecidos na Figura 4.10, obtêm-se as distribuições de potência ilustradas na Figura 4.11 e a distribuição das temperaturas ilustradas na Figura 4.12.

Figura 4.10 – Arquivo de dados de entrada para o programa PADPLAC-UMo com condições equivalentes às utilizadas por ANDRZEJEWSKI (2005)

```
!*********************************************************************************************
!         PADPLAC-UMO - PROGRAMA PARA ANÁLISE DO DESEMPENHO EM REGIME PERMANENTE            *
!                 DE PLACAS COMBUSTÍVEIS MONOLÍTICAS DE URÂNIO-MOLIBDÊNIO                   *
!*********************************************************************************************
!
!---------------------------------------------------------------------------------------------
!                               ARQUIVO DE DADOS DE ENTRADA                                  -
!---------------------------------------------------------------------------------------------
!   CASO: Irradiacao de elemento de teste ANDRZEJEWSKI                                       -
!   DESCRIÇÃO: Caso de teste do programa                                                     -
!---------------------------------------------------------------------------------------------
!
$padplc
Caso='Irradiacao de elemento de teste ANDRZEJEWSKI',
IncTemp=6, NosLong=13, NosTrans=10, RelatDadosEnt=0, flag_gap = 0,
Pressao=6*130.,TempEntRef=6*519.15, FluxoMassa=6*0.2188,
Crud=6*0.0, percmo=0.1, enriq=0.2,
Lpc=1.1e-1, Lnc=9.e-2, Leld=1.0e-2, Lele=1.0e-2, Cpc=1.08, Cnc=1.0,
Cei=4.0e-2, Ces=4.0e-2, Erv=4.0e-4, Enc=5.0e-4, Ecr=3.0e-3, Fa=1.0,
Oxido=5*0.0, 5*1.0e-5, 5*5e-5, 5*1e-4,
TempoAcum = 0.2, 0.8, 2.0, 10.0, 30.0, 90.0,
TxMedCalorLin = 28.0, 30.0, 32.0, 34.0, 36.0, 38.36,
DistFlux=0,3
NumPerfisPot=1,
NumParesQZ=12,
PerfilPotTmpAc=6*1,
RzCalorLinearZ(1)=1.094, 1.704, 2.312, 2.498, 2.123, 0.884, 0.662, 0.557, 0.421,
                  0.274, 0.210, 0.158, 0.102,
ElevZ(1)=0.00, 0.09, 0.18, 0.27, 0.36, 0.45, 0.54, 0.63, 0.72, 0.81, 0.90, 0.99,
         1.10,
&end
```

Fonte: Autor da tese.

Figura 4.11 – Dados relativos à potência aplicada à placa de combustível fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo para o caso de teste ANDRZEJEWSKI (2005)

Incremento de Tempo 6 = 90.000 (dias) ---- Taxa de Calor Linear Média = 38.360 (kW)

Nó Longitudinal	Elevação do Nó Longitudinal (m)	Razão de Calor Linear Normalizada (adimen.)	Taxa de Calor Linear Normalizada (kW/m)	Fluxo de Calor Normalizado (kW/m2)
1	0.0423	1.0944	496.2315	5513.6832
2	0.1269	1.7038	772.5504	8583.8939
3	0.2115	2.3124	1048.5067	11650.0741
4	0.2961	2.4981	1131.3709	12570.7879
5	0.3807	2.1227	962.4914	10694.3488
6	0.4653	0.8843	400.9663	4455.1810
7	0.5499	0.6618	300.0786	3334.2065
8	0.6345	0.5572	252.6500	2807.2225
9	0.7191	0.4214	191.0745	2123.0502
10	0.8037	0.2738	124.1486	1379.4284
11	0.8883	0.2103	95.3559	1059.5098
12	0.9729	0.1577	71.5056	794.5064
13	1.0575	0.1024	46.4310	515.9002

Fonte: Autor da tese.

Figura 4.12 – Principais temperaturas na placa de combustível fornecidas pelo programa PADPLAC-UMo para o caso de teste ANDRZEJEWSKI (2005)

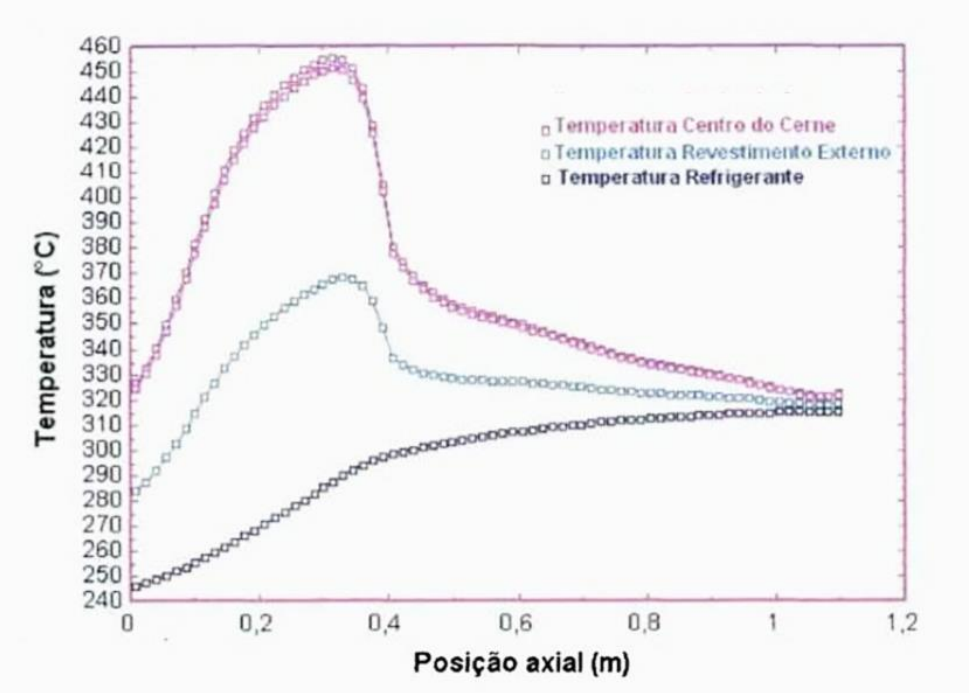
Incremento de Tempo 6 = 90.000 (dias) ---- Taxa de Calor Linear Média = 38.360 (kW)

Nó Long.	Temp. do Refrig. (C)	Temp. Ext. do Revest. (C)	Temp. Int. do Revest. (C)	Queda de Temp. Interf. Comb/Rev. (C)	Temp. Ext. do Comb. (C)	Temp. Central do Comb. (C)
1	249.84	289.66	324.12	1.84	325.96	359.04
2	258.81	320.81	374.46	2.86	377.32	428.82
3	267.92	352.05	424.86	3.88	428.91	498.64
4	279.67	369.45	448.02	4.19	452.21	527.42
5	290.11	362.34	429.18	3.57	432.75	496.91
6	296.21	328.38	356.22	1.49	357.71	384.44
7	301.53	325.61	346.45	1.11	347.56	367.56
8	306.48	324.75	342.29	0.94	343.23	360.07
9	307.95	323.28	336.55	0.71	337.26	349.99
10	309.87	319.83	328.45	0.46	328.91	337.19
11	311.39	319.04	325.66	0.35	326.01	332.37
12	312.05	316.79	321.76	0.27	322.02	326.79
13	312.56	316.29	319.51	0.17	319.69	322.78

Fonte: Autor da tese.

A Figura 4.13 ilustra as temperaturas obtidas por Andrzejewski para o refrigerante, superfície externa do revestimento e região central do cerne de combustível.

Figura 4.13 – Principais temperaturas na placa de combustível fornecidas por ANDRZEJEWSKI (2005)



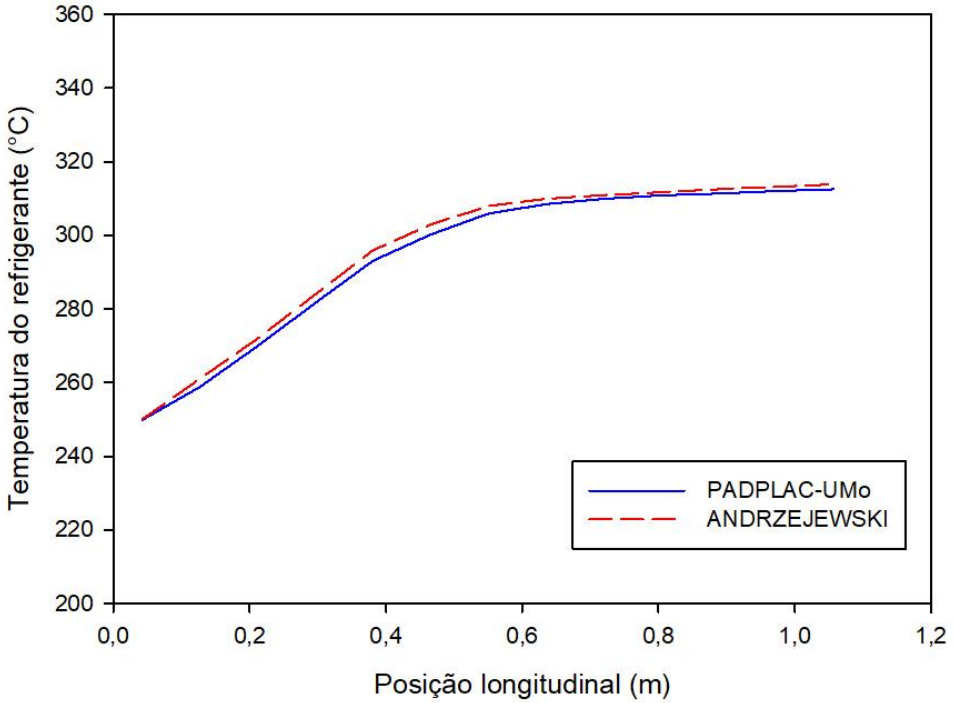
Fonte: (ANDRZEJEWSKI, 2005)

Como pode ser observado na Figura 4.9, nos nós longitudinais 2, 3, 4 e 5 as temperaturas na região central do cerne de combustível ultrapassam o limite de 420 °C e a liberação de gases de fissão deve ser considerada. Entretanto, como Andrzejewski não efetua este tratamento, a variável *flag_gap* existente no arquivo de dados de entrada foi mantido com valor igual a zero. Deste modo, o programa PADPLAC-UMo não considera o modelo de liberação de gases de fissão nem os efeitos que esta liberação de gases acarretará no comportamento da interface combustível/revestimento. Neste caso, é realizada apenas a análise térmica e mecânica da placa de combustível, considerando que o contato na interface combustível/revestimento será mantido. Para que o modelo de liberação de gases de fissão seja considerado, a variável *flag_gap* deve ter seu valor alterado para 1.

4.3.1 Comentários Relativos ao Caso de Teste PADPLAC-UMo - Andrzejewski

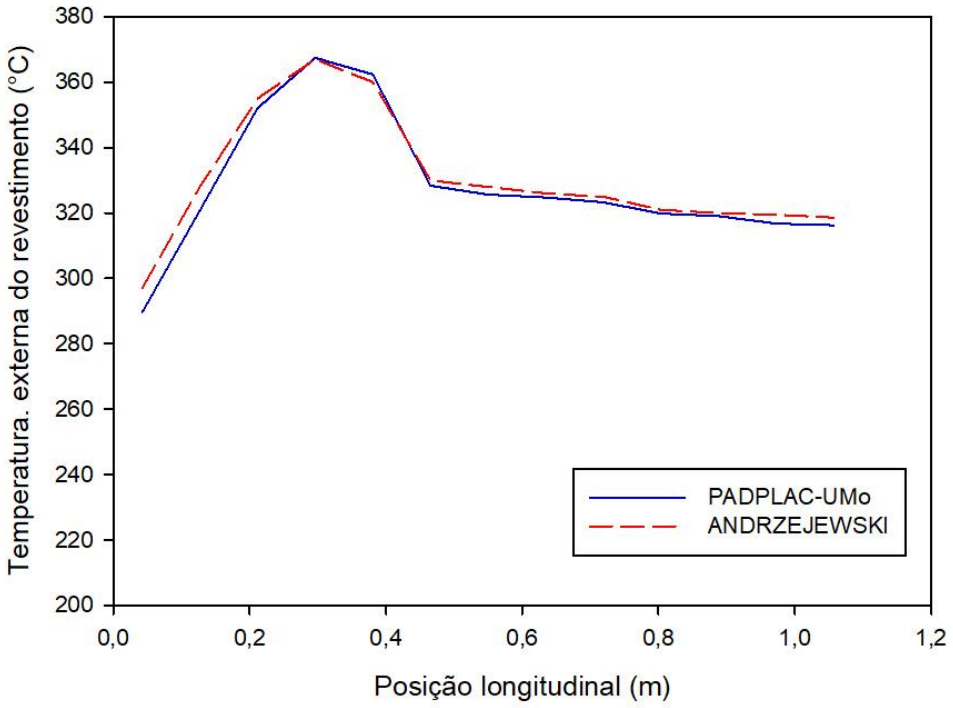
As Figuras 4.14 e 4.15 apresentam, respectivamente, uma comparação entre os resultados fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo e pelos cálculos realizados por Andrzejewski para a temperatura do refrigerante e para a temperatura da superfície externa do revestimento.

Figura 4.14 – Comparação entre as temperaturas do refrigerante obtidas pelo programa PADPLAC-UMo e pelos cálculos realizados por ANDRZEJEWSKI (2005).



Fonte: Autor da tese.

Figura 4.15 – Comparação entre as temperaturas externas do revestimento obtidas pelo programa PADPLAC-UMo e pelos cálculos realizados por ANDRZEJEWSKI (2005).



Fonte: Autor da tese.

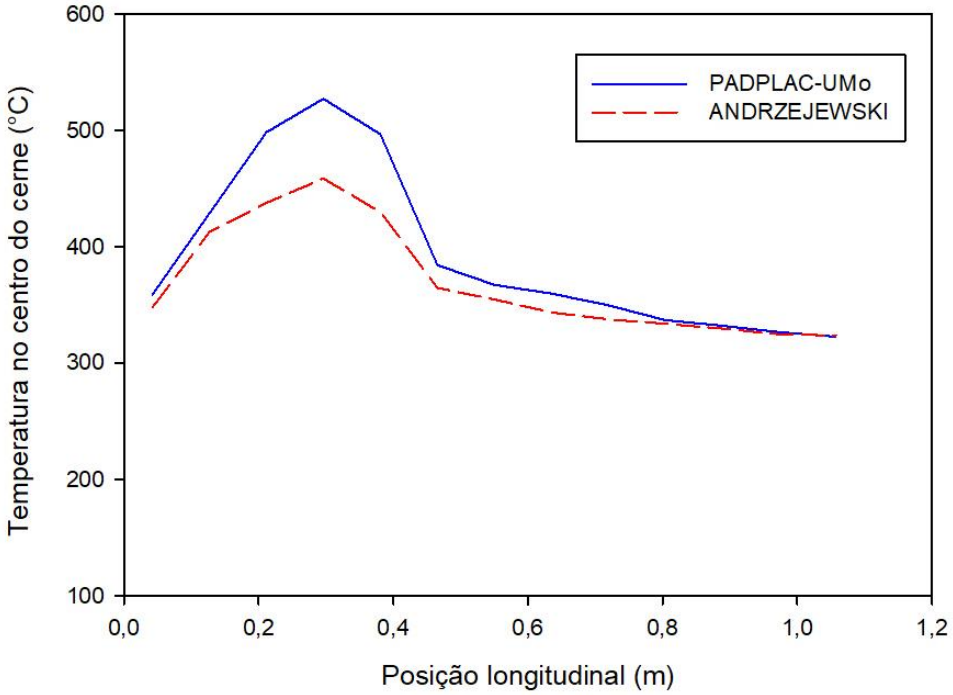
Como pode ser observado nos gráficos apresentados nessas figuras, há uma ótima concordância entre os dados fornecidos pelo programa quando comparados aos resultados obtidos por ANDRZEJEWSKI. Tal fato era, até certo ponto, esperado visto que a determinação desses parâmetros utiliza modelos bem fundamentados de transporte de massa e transferência de calor por meio de convecção forçada.

Com relação à temperatura na região central do cerne de combustível, uma comparação entre os dados fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo com os resultados obtidos por Andrzejewski é apresentada na Figura 4.16.

Como pode ser observado nessa figura, há uma boa concordância entre os resultados fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo quando comparados aos cálculos realizados por Andrzejewski nas regiões onde são aplicadas potências mais baixas. Entretanto, na região do pico de potência, há uma discrepância significativa entre os dados, sendo a temperatura máxima fornecida pelo programa PADPLAC-UMo cerca de 14% maior que a temperatura fornecida por Andrzejewski. Tentativas de compreender o motivo de tal discrepância foram infrutíferas, visto que Andrzejewski apresenta apenas o método utilizado para a realização da análise e os resultados finais, não abordando o modo como esses cálculos foram realizados.

Possivelmente, diferenças entre modelos para a determinação das propriedades físicas do combustível e também a degradação das propriedades do combustível devido à irradiação podem, em parte, explicar tal discrepância.

Figura 4.16 – Comparação entre as temperaturas da região central do cerne de combustível obtidas pelo programa PADPLAC-UMo e pelos cálculos realizados por ANDRZEJEWSKI (2005).



Fonte: Autor da tese.

4.3.2 Caso PADPLAC-UMo – Andrzejewski considerando liberação de gases de fissão

Conforme mencionado anteriormente, a verificação realizada no Item 4.4 não levou em consideração a liberação de gases de fissão, visto que em sua análise Andrzejewski não considera tal condição. Entretanto, conforme discutido no Item 3.3.7, em temperaturas superioras a 420 °C, a liberação de gases de fissão pelo combustível de urânio-molibdênio passa a ser significativa, devendo ser levada em consideração na análise do desempenho da placa de combustível.

Como para o caso em questão foram obtidas temperaturas máximas superiores a esse valor (Andrzejewski – 455 °C e PADPLAC-UMo – 527 °C), a análise levando em consideração este a liberação de gases de fissão deve ser considerada.

Deste modo, foi realizada uma nova execução do programa PADPLAC-UMo com os mesmos dados de entrada, porém alterando-se o valor da variável *flag_gap* para 1. Deste

modo, o programa PADPLAC-UMo considera na análise o modelo de liberação de gases de fissão e os efeitos que esta liberação de gases acarreta no comportamento da interface combustível/revestimento e, consequentemente, no comportamento térmico e mecânico da placa de combustível.

Nesta condição, o programa realiza um procedimento interativo que segue a seguinte ordem:

1. determina a quantidade de gás de fissão produzido em cada nó longitudinal do combustível;
2. em função da temperatura em cada nó longitudinal, determina a quantidade de gás de fissão liberado;
3. em função do gás de fissão liberado, determina a pressão interna no compartimento do combustível;
   a. se o gradiente de pressões for negativo (*a diferença entre a pressão interna do compartimento e a pressão do refrigerante é menor que zero 0*), considera que a interface combustível/revestimento permanece fechada, não existindo folga entre elas. Neste caso a interação é interrompida.
   b. se o gradiente de pressões for positivo, determina a deflexão ($y_{máx}$) que o revestimento irá sofrer em função deste gradiente de pressão. Está deflexão será considerada a folga existente entre o combustível e o revestimento;
4. uma vez determinada a folga na interface combustível/revestimento, é calculada a condutividade térmica dos gases de fissão e a queda de temperatura nesta interface;
5. obtida a queda de temperatura na interface combustível/ revestimento, determina-se uma nova distribuição de temperaturas no cerne de combustível, a qual tende a ser maior que a temperatura anteriormente obtida. Essa nova temperatura tende a elevar a liberação de gás de fissão, fazendo com que esse procedimento passe a ser executado novamente a partir do item 2, iniciando assim um processo interativo;
6. esse procedimento interativo será repetido até que ocorra uma convergência da temperatura na região central do cerne de combustível. A condição de convergência é a de que ocorra uma variação inferior a 0,5% entre a

temperatura obtida em uma interação quando comparada à temperatura obtida na interação anterior, valor esse que é consistente com condições interativas utilizadas pelo programa computacional FRAPCON.

Como pode ser observado nos passos acima, diversos cálculos são necessários para se obter as temperaturas no combustível na condição em que há uma folga na interface combustível/revestimento. Assim sendo, neste caso de teste, não serão descritos todos os cálculos que são realizados para esse procedimento, visto que tal ação seria por demais extensiva dada a condição interativa utilizada para a determinação dessas temperaturas.

Assim sendo, será ilustrado, a título de exemplo, apenas os cálculos realizados em uma interação de modo a tornar explicito o procedimento utilizado. Para realizar esse exemplo, utilizaremos o sexto incremento de tempo fornecido na Tabela 4.10 e a potência aplicada ao quarto nó longitudinal (mais crítico).

O procedimento tem início com a determinação da produção de gases de fissão acumulada ao longo do período de irradiação. Para a realização deste cálculo é utilizada a Equação 3.46 a qual fornece o valor de gás produzido no quarto nó longitudinal no sexto incremento de tempo. Considerando que:

b_u = queima do combustível no incremento de tempo: 1,213 MWd/tU ($5{,}568 \times 10^{16}$ f/cm^3) *valor fornecido pelo programa PADPLAC-UMo*

V_c = volume do combustível: 42,46 cm^3 (no nó longitudinal 4).

A_v = número de Avogadro ($6{,}022 \times 10^{23}$)

P = taxas de produção de gás de fissão para criptônio, xenônio e hélio: $P_{criptônio}$ + + $P_{xenônio}$ + $P_{hélio}$ = *31* átomos/100 fissões (conforme GEELHOOD et al. (2014)).

tem-se que:

$$GF_t = \frac{5{,}568 \times 10^{16} . 42{,}46}{100 \,.\, 6{,}022 \times 10^{23}} . 31{,}0 \quad \Rightarrow \quad GF_t = 1{,}217 \times 10^{-6}\ mols$$

Deve-se ressaltar que este valor é a produção de gases de fissão durante o sexto incremento de tempo para o quarto nó longitudinal. O programa PADPLAC-UMo calcula o gás produzido para cada no longitudinal em um determinado incremento de tempo. Em seguida, acumula o valor obtido para cada nó longitudinal com os resultados obtidos nos incrementos de tempo anteriores, obtendo assim o total de gás produzido por nó longitudinal durante a queima do combustível. Para o exemplo em questão, o programa forneceu um acumulado de gases produzidos por fissão de $1{,}589 \times 10^{-6}$ mols para o quarto nó longitudinal ao longo dos 90 dias de irradiação.

Obtida a produção de gases de fissão em cada nó longitudinal, o programa PADPLAC-UMo determina o percentual do gás produzido que é liberado. Nesse caso, são considerados apenas os nós que possuem temperatura na região central do combustível superior a 420 °C e considera-se que os nós com temperaturas inferiores a este limite liberam quantidades desprezíveis de gases de fissão. Para a determinação do percentual do gás produzido que é liberado são utilizadas as Equações 3.47 a 3.49. Deste modo, para o caso em questão o programa PADPLAC-UMo fornece um valor de $1{,}523 \times 10^{-7}$ mols de gás liberado (cerca de 12,51% do total produzido no nó longitudinal 4).

Após a determinação da produção e da liberação dos gases de fissão em cada nó longitudinal, o programa totaliza a quantidade de gás de fissão liberado. Nesse caso são considerados apenas os nós longitudinais que possuem uma temperatura no interior do combustível superior a 420 °C, ou seja, os nós longitudinais 2, 3, 4 e 5. O valor fornecido pelo programa PADPLAC para o total de gases de fissão liberados pelo cerne de combustível foi de 4.125×10^{-7} mols.

Uma vez obtida a quantidade total de gases de fissão liberados, o programa determina agora a pressão interna do compartimento do cerne de combustível utilizando a equação dos gases ideais. Para esse cálculo, são realizadas duas considerações:

1. A temperatura utilizada é a maior temperatura da superfície externa do cerne de combustível.
2. O volume inicial é o volume da rugosidade do revestimento que se encontra sobre o cerne de combustível.

Como:

V = 2,068x10-6 m^3 (volume interno)
$k = 1{,}381 \times 10^{-23}$ $J.K^{-1}$ (constante de Boltzmann)
$N = 4{,}967 \times 10^{17}$ (número de moléculas de gás = $4{,}125 \times 10^{-7} \times 12{,}04 \times 10^{23}$)
T = 752,37 K (temperatura)

tem-se que:

$$P = \frac{1{,}381 \times 10^{-23} . 4{,}967 \times 10^{17} . 752{,}37}{2{,}068 \times 10^{-6}} \Rightarrow P = 2.495{,}56\ Pa$$

que é a pressão existente no interior do compartimento do cerne de combustível (o programa PADPLAC fornece um valor de 2.497,72 Pa para esta pressão).

Como pode ser observado, esse valor é bastante inferior à pressão existente no lado externo da placa de combustível (pressão do refrigerante) que é da ordem de 130 bar (13 MPa). Deste modo, o contato entre o revestimento e o combustível é preservado devido à alta pressão do refrigerante e não há formação de uma folga nesta interface.

O motivo dessa baixa pressão no compartimento do combustível deve-se à pequena quantidade de gás de fissão liberado, que por sua vez é devido ao curto período de tempo de irradiação (90 dias). Outro fator que impacta nessa pequena liberação de gases de fissão é que a maioria dos nós longitudinais não atinge temperaturas nas quais o fenômeno se torna significativo, e os poucos nós que ultrapassam o limite de 420 °C não ultrapassam de forma acentuada este limite.

4.4 Caso de Teste PADPLAC-UMo x ANSYS

Em sua dissertação de mestrado, SANTOS, M.M. (2019) realiza uma detalhada análise térmica e mecânica de uma placa de combustível monolítica de urânio-molibdênio utilizando o software ANSYS. Em seu estudo considera que a placa de combustível também possui as dimensões propostas por ANDRZEJEWSKI (2005), com a mesma potência aplicada. Deste modo, os dados fornecidos nas Tabelas 4.7 e 4.8 também se aplicam para este caso com a única diferença que SANTOS utiliza como temperatura de entrada do refrigerante um valor de 275,0 °C.

A principal diferença do caso proposto por SANTOS, M.M. (2019) é que ele aplica um perfil de distribuição de potência plano ao longo da placa de combustível. Assim sendo, para que o programa PADPLAC-UMo represente o caso proposta por SANTOS, M.M. (2019), será utilizado o perfil de potência fornecido na Tabela 4.11.

As condições de irradiação também serão as mesmas que as usadas no caso de teste Andrzejewski. Assim sendo, os incrementos de tempo com as respectivas potências médias a serem utilizadas para a realização da análise em questão encontram-se fornecidas na Tabela 4.12 e a Figura 4.17 apresenta o arquivo de dados de entrada utilizados pelo programa PADPLAC-UMo para a execução do caso de teste considerado nesta análise.

Tabela 4.11 – Perfil de potência utilizado pelo programa PADPLAC-UMo para executar caso de teste equivalente ao proposto por SANTOS (2019).

Posição do nó longitudinal (m)	***Perfil de potência normalizado***
0,00	1,00
0,09	1,00
0,18	1,00
0,27	1,00
0,36	1,00
0,45	1,00
0,54	1,00
0,63	1,00
0,72	1,00
0,81	1,00
0,90	1,00
0,99	1,00
1,10	1,00

Fonte: Auto da tese.

Tabela 4.12 – Incrementos de tempo e potência média aplicada à placa de combustível para execução do um caso de teste proposto por SANTOS (2019)

Tempo acumulado (dias)	***Potência média aplicada à placa de combustível (kW)***
0,2	28,0
0,8	30,0
2	32,0
10	34,0
30	36,0
90	38,36

Fonte: Auto da tese.

Executando o programa PADPLAC-UMo com os dados de entrada fornecidos na Figura 4.17, obtêm-se as distribuições de potência ilustradas na Figura 4.18 e a distribuição das temperaturas ilustradas na Figura 4.19.

Figura 4.17 – Arquivo de dados de entrada para o programa PADPLAC-UMo com condições equivalentes às utilizadas por SANTOS (2019)

```
!*****************************************************************************************
!         PADPLAC-UMO - PROGRAMA PARA ANÁLISE DO DESEMPENHO EM REGIME PERMANENTE          *
!                 DE PLACAS COMBUSTÍVEIS MONOLÍTICAS DE URÂNIO-MOLIBDÊNIO                 *
!*****************************************************************************************
!
!-----------------------------------------------------------------------------------------
!                              ARQUIVO DE DADOS DE ENTRADA                                -
!-----------------------------------------------------------------------------------------
!   CASO: Irradiacao de elemento de teste SANTOS                                          -
!   DESCRIÇÃO: Caso de teste do programa                                                  -
!-----------------------------------------------------------------------------------------
!
$padplc
Caso='Irradiacao de elemento de teste SANTOS',
IncTemp=6, NosLong=13, NosTrans=10, RelatDadosEnt=0, flag_gap = 0,
Pressao=6*130.,TempEntRef=6*548.15, FluxoMassa=6*0.2188,
Crud=6*0.0, percmo=0.1, enriq=0.2,
Lpc=1.1e-1, Lnc=9.e-2, Leld=1.0e-2, Lele=1.0e-2, Cpc=1.08, Cnc=1.0,
Cei=4.0e-2, Ces=4.0e-2, Erv=4.0e-4, Enc=5.0e-4, Ecr=3.0e-3, Fa=1.0,
Oxido=5*0.0, 5*1.0e-5, 5*5e-5, 5*1e-4,
TempoAcum = 0.2, 0.8, 2.0, 10.0, 30.0, 90.0,
TxMedCalorLin = 28.0, 30.0, 32.0, 34.0, 36.0, 38.36,
DistFlux=0,3
NumPerfisPot=1,
NumParesQZ=12,
PerfilPotTmpAc=6*1,
RzCalorLinearZ(1)=13*1.00,
ElevZ(1)=0.00, 0.09, 0.18, 0.27, 0.36, 0.45, 0.54, 0.63, 0.72, 0.81, 0.90, 0.99,
         1.10,
&end
```

Fonte: Autor da tese.

Figura 4.18 – Dados relativos à potência aplicada à placa de combustível fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo para o caso de teste SANTOS (2019)

Incremento de Tempo 6 = 90.000 (dias) ---- Taxa de Calor Linear Média = 38.360 (kW)

Nó Longitudinal	Elevação do Nó Longitudinal (m)	Razão de Calor Linear Normalizada (adimen.)	Taxa de Calor Linear Normalizada (kW/m)	Fluxo de Calor Normalizado (kW/m2)
1	0.0423	1.0000	453.4279	4805.8071
2	0.1269	1.0000	453.4279	4805.8071
3	0.2115	1.0000	453.4279	4805.8071
4	0.2961	1.0000	453.4279	4805.8071
5	0.3807	1.0000	453.4279	4805.8071
6	0.4653	1.0000	453.4279	4805.8071
7	0.5499	1.0000	453.4279	4805.8071
8	0.6345	1.0000	453.4279	4805.8071
9	0.7191	1.0000	453.4279	4805.8071
10	0.8037	1.0000	453.4279	4805.8071
11	0.8883	1.0000	453.4279	4805.8071
12	0.9729	1.0000	453.4279	4805.8071
13	1.0575	1.0000	453.4279	4805.8071

Fonte: Autor da tese.

Figura 4.19 – Principais temperaturas na placa de combustível fornecidas pelo programa PADPLAC-UMo para o caso de teste SANTOS (2019)

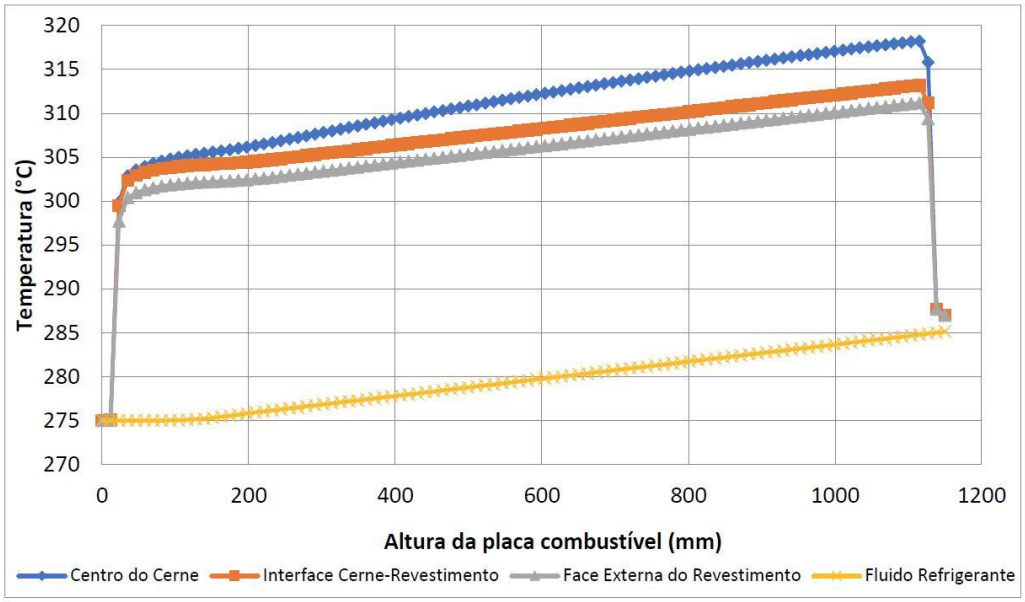
Incremento de Tempo 6 = 90.000 (dias) ---- Taxa de Calor Linear Média = 38.360 (kW)

Nó Long.	Temp. do Refrig. (C)	Temp. Ext. do Revest. (C)	Temp. Int. do Revest. (C)	Queda de Temp. Interf. Comb/Rev. (C)	Temp. Ext. do Comb. (C)	Temp. Central do Comb. (C)
1	276.32	298.12	328.16	1.602	329.77	384.57
2	277.61	299.41	329.45	1.602	331,03	386.33
3	278.94	300.74	330.78	1.602	332.39	387.59
4	280.20	302.05	332.09	1.602	334,01	389.41
5	281.53	303.33	333.37	1.602	334.97	391.07
6	282.76	304.56	334.60	1.602	336.21	392.71
7	284.11	305.91	336.14	1.602	337.75	394.45
8	285.43	307.23	337.46	1.602	339.05	395.95
9	286.74	308.54	338.81	1.602	340.41	397.72
10	288.07	309.87	339.72	1.602	341.32	399.34
11	289.32	311.12	341.35	1.602	342.96	400.65
12	290.61	312.41	342.64	1.602	344.25	402.95
13	291.89	313.69	343.92	1.602	345.52	404.23

Fonte: Autor da tese.

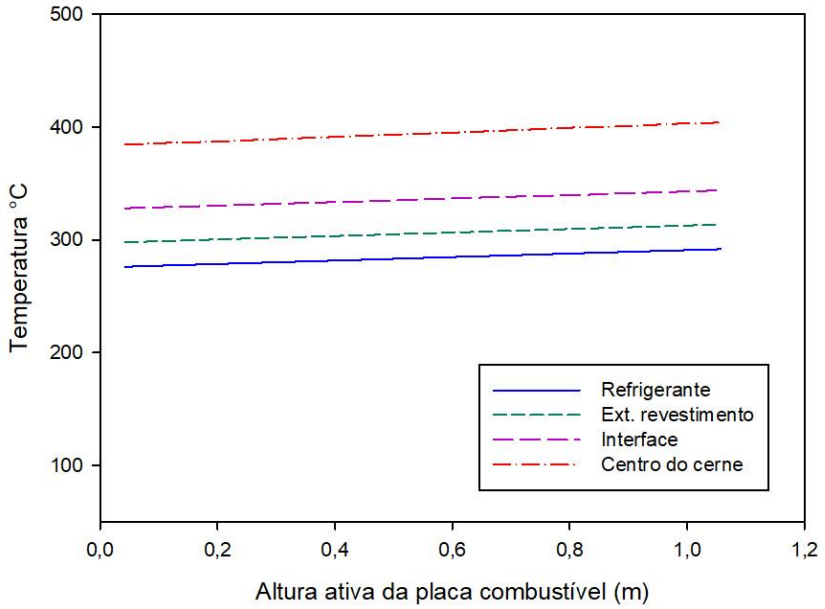
A Figura 4.20 ilustra as temperaturas obtidas por SANTOS (2019) para o refrigerante, superfície externa do revestimento, interface combustível/revestimento e região central do cerne de combustível. A Figura 4.21 apresenta o gráfico dessas mesmas grandezas obtidas pelo programa PADPLAC-UMo.

Figura 4.20 – Temperaturas do refrigerante, superfície externa do revestimento, interface combustível/revestimento e região central do cerne de combustível obtidas por SANTOS (2019).



Fonte: SANTOS, M.M. (2019).

Figura 4.21 – Temperaturas do refrigerante, superfície externa do revestimento, interface combustível/revestimento e região central do cerne de combustível obtidas pelo programa PADPLAC-UMo.



Fonte: Autor da tese.

Como pode ser observado nas Figuras 4.20 e 4.21, os resultados fornecidos pelo programa PADPLAC-UMo para as temperaturas do refrigerante e da superfície externa do revestimento coincidem com os valores fornecidos por SANTOS. Entretanto, os resultados relacionados à temperatura na interface combustível/revestimento e na região central do cerne de combustível possuem discrepâncias significativas.

Verificando o trabalho desenvolvido por SANTOS, pode-se constatar a utilização de propriedades físicas dos materiais com valores diferentes daquelas fornecidas pelos modelos utilizados pelo programa PADPLAC-UMo em especial, a condutividade térmica do revestimento onde SANTOS utiliza o valor de 10 W/m.K e o programa PADPLAC utiliza o valor de 16 W/m.K (para a temperatura existente no caso analisado). Entretanto, apenas a diferença entre valores de propriedades físicas não é suficiente para explicar tal discrepância, visto que as diferenças entre as temperaturas encontradas pelo programa PADPLAC-UMo para a região da interface combustível/revestimento e para a região central do cerne do combustível são bem superiores (aproximadamente 25% para o cerne de combustível) que aquelas encontradas por SANTOS para as mesmas regiões. Para uma real compreensão à respeito das diferenças encontradas seria importante uma análise mais apurada relacionada ao modo como as condições operacionais da placa de combustível foram implantadas no programa ANSYS e também das condições de contorno adotadas.

5 DISCUSSÃO

A elaboração do programa computacional PADPLAC-UMo foi realizada por meio de uma extensa pesquisa bibliográfica e também na literatura especializada em busca de modelos que pudessem reproduzir as condições operacionais em regime permanente de placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio operando em reatores de potência com água pressurizada (PWR). Como resultado dessa pesquisa, estruturou-se o programa em quatro blocos distintos:

1. Definição das condições iniciais para a execução da simulação (dados de entrada);
2. Análise térmica da placa de combustível;
3. Análise mecânica da placa de combustível;
4. Análise das alterações decorrentes da queima do combustível, as quais impactam nos dois blocos anteriores.

No bloco relativo à definição das condições iniciais para a execução do programa não foram encontradas maiores dificuldades para a elaboração do mesmo, visto tratar-se de uma seção do programa que prepara os dados de entrada fornecido pelo usuário para a realização da simulação desejada. As principais ações realizadas nesta parte do programa são a associação das diversas curvas de potência aos respectivos incrementos de tempo e a normalização dessas curvas para que estas possam representar a potência média aplicada à placa de combustível. Os resultados fornecidos por este bloco mostraram-se corretos e dentro do esperado.

Com relação ao bloco implementado no programa para a realização da análise térmica da placa de combustível, este foi baseado em uma série de submodelos que envolvem:

- o acréscimo da temperatura no fluído refrigerante devido à potência térmica fornecida pela placa de combustível;
- a queda de temperatura devido à convecção forçada no filme do refrigerante;
- a queda de temperatura na incrustação;
- a queda de temperatura na camada de óxido;
- a condução de calor na placa de revestimento;
- a queda de temperatura na interface combustível/revestimento;
- a condução de calor no cerne do combustível.

Os modelos relacionados ao acréscimo de temperatura no refrigerante, queda de temperatura devido à convecção forçada no filme do refrigerante, condução de calor no revestimento e condução de calor no combustível foram desenvolvidos pelo próprio autor, baseado em referências conceituadas, e mostraram-se bastante adequados em função dos resultados fornecidos. No que se refere aos modelos utilizados para a determinação das quedas de temperatura na incrustação e camada de óxido, foram utilizados os mesmos modelos empregados no programa computacional FRAPCON, visto que esses modelos independem da geometria do elemento de combustível.

O único ponto que se apresentou problemático neste bloco foi a determinação da queda de temperatura na interface combustível/revestimento. Para a determinação dessa queda de temperatura é necessário possuir o coeficiente de transferência de calor da interface e este valor, que é obtido experimentalmente, não foi encontrado na literatura especializada. Deste modo, para minimizar este problema foi estabelecido que esse coeficiente é um dado de entrada do programa. Assim sendo, valores aproximados podem ser utilizados até que um valor correto esteja disponível na literatura. A utilização desses valores aproximados mostraram-se adequados, uma vez que em condições normais de operação, o valor deste queda de temperatura é pequeno, fato este constatado em casos similares encontrados na literatura especializada.

No que diz respeito ao bloco de análise mecânica da placa de combustível, este realiza duas análises:

1. determinação das tensões térmicas existentes no cerne do combustível e no revestimento;
2. deflexão e tensão no centro da placa de revestimento em função do aumento da pressão interna dos gases de fissão produzidos pelo combustível.

O modelo utilizado para a determinação das tensões térmicas existentes no cerne do combustível e no revestimento é um modelo analítico obtido por meio da literatura especializada. Como pôde ser constatado por meio dos testes realizados para a verificação do programa, os resultados fornecidos por esse modelo mostraram-se bastante adequados quando comparados com os resultados obtidos por meio de simulações realizadas utilizando-se o programa de elementos finitos ANSYS, mostrando a adequação desse modelo para esta aplicação.

Para a determinação da deflexão e da tensão no centro da placa de revestimento em função do aumento da pressão interna dos gases de fissão produzidos pelo combustível foi utilizada uma relação fornecida por *ROARK'S Formulas for Strees and Strain* para placa retangular engastada em todas as bordas submetida a uma pressão constante por toda a superfície interna. No caso em questão, essa correlação é empregada apenas quando ocorre uma folga (*gap*) entre a superfície externa do combustível e interna do revestimento. Os resultados fornecidos por este modelo estão de acordo com cálculos analíticos realizados visando à verificação do modelo.

A falha mecânica da placa de combustível considerada pelo programa PADPLAC-UMo envolve duas condições:

1. quando as tensões térmicas do cerne combustível ou do revestimento ultrapassam as tensões limites dos respectivos materiais;
2. quando ocorre o início da deflexão da placa de revestimento em função do aumento da pressão interna do compartimento do cerne.

O último bloco constituinte do programa PADPLAC-UMo envolve a análise das alterações decorrentes da queima do combustível. Neste caso, os principais efeitos analisados pelo programa estão relacionados à produção e à liberação de gases de fissão, os quais possuem grande influência no comportamento térmico e mecânico da placa de combustível.

Como o compartimento do cerne de combustível no interior da placa de combustível não possui nenhum volume livre, pequenas quantidades de gases de fissão liberados e que migrem para a região da interface combustível/revestimento poderão acarretar em grandes pressões no interior do compartimento, atuando no processo de "descolamento" da interface combustível/revestimento, criando desta forma uma folga (*gap*) entre ambas. A formação deste *gap* está fortemente relacionado ao comportamento térmico e mecânico da placa de combustível e, deste modo, está diretamente ligado ao processo de falha da mesma.

Infelizmente, para o caso de placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio revestidas com Zircaloy, as informações disponíveis na literatura relacionadas ao comportamento do processo de liberação de gases de fissão e sua influência na formação de uma folga na interface combustível/revestimento são praticamente inexistentes.

Deste modo, com as poucas informações disponibilizadas optou-se pela elaboração de um modelo simples, porém consistente com os dados obtidos. Este modelo envolve duas análises:

1. com o combustível operando abaixo de temperaturas de 420 ºC, é considerado que o gás de fissão produzido fica retido na estrutura cristalina do combustível, e não é liberado, fato este constatado na literatura. Neste caso o limite de operação da placa de combustível está condicionado a um limite de queima (*burnup*);
2. caso o combustível opere a temperaturas maiores que 420 ºC, há ocorrência de liberação de gases de fissão, que se acentua com o aumento da temperatura. Neste caso, considera-se que poderá ocorrer o surgimento de uma folga entre o combustível e o revestimento, ocasionado a falha da placa de combustível.

6 CONCLUSÃO

Um movimento global vem sendo realizado com a finalidade de desenvolver novas opções de elementos de combustível para a aplicação em reatores de pesquisas e de potência de pequeno porte. Por meio dos estudos realizados durante a elaboração do presente trabalho, verificou-se que a utilização de núcleos monolíticos de urânio-molibdênio vem se transformando em uma excelente opção. Adicionalmente, vêm sendo realizados estudos, ainda de forma incipiente, para a utilização de Zircaloy como material de revestimento, permitindo que este tipo de combustível possa operar em condições mais severas, como aquelas encontradas em reatores de potência refrigerados com água pressurizada (PWR).

Como consequência do desenvolvimento desse tipo de combustível, deu-se início à elaboração do programa computacional PADPLAC-UMo, o qual consta de uma série de modelos matemáticos que procuram representar os diversos fenômenos físicos que ocorrem no decorrer da operação deste tipo de elemento de combustível.

A primeira etapa no processo de desenvolvimento do programa PADPLAC-UMo foi o estudo de programas computacionais similares utilizados para a análise do desempenho de varetas de combustível de geometria cilíndrica, sendo dada uma maior ênfase no estudo dos programas computacionais FRAPCON e TRANSURANUS. Por meio deste estudo, foi estabelecido o processo de formatação dos dados de entrada a serem utilizados nas análises a serem realizadas pelo programa.

A etapa mais desafiadora do trabalho veio a seguir, e se constituiu na obtenção dos modelos matemáticos representativos dos fenômenos físicos e químicos que constituem a estrutura funcional do programa. Esta etapa dividiu-se na determinação de modelos para a análise térmica da placa de combustível, modelos para a análise mecânica e modelos para o comportamento do combustível durante a queima do mesmo.

No que se refere aos modelos relativos à análise térmica da placa de combustível foram obtidos por meio da literatura especializada modelos bastante robustos que forneceram resultados consistentes quando comparados aos testes de verificação realizados.

Com relação aos modelos utilizados para análise mecânica da placa de combustível, também foram obtidos na literatura modelos adequados que permitiram a realização de uma análise básica do comportamento mecânico da placa de combustível fornecendo resultados adequados quando comparados aos testes de verificação realizados.

A parte mais sensível e desafiadora relacionada à implementação do programa computacional PADPLAC-UMo refere-se àquela relacionada à análise do comportamento da placa de combustível quando considerado os efeitos advindos da queima do combustível e suas respectivas influências no comportamento térmico e mecânico da placa de combustível. Neste caso, a literatura especializada fornece informações extremamente escassas, visto que as placas combustíveis monolíticas de UMo com revestimento de Zircaloy ainda se encontram em estágio embrionário de desenvolvimento.

Em particular, tornou-se extremamente complexa a tarefa de definir um modelo que representasse de forma detalhada o comportamento da interface combustível/revestimento ao longo da queima do combustível. Os códigos utilizados para a análise do desempenho de varetas de combustível fazem uso de uma grande quantidade de dados obtidos de forma empírica para a realização deste tipo de análise e esses dados praticamente não existem para as placas de combustível de UMo com revestimento de Zircaloy.

Deste modo, foram utilizados dados obtidos para placas monolíticas de UMo com o núcleo revestido com zircônio e placas de revestimento de alumínio. Com esses dados tornou-se possível a elaboração de um modelo que representa, de forma aproximada, o comportamento da interface em condições de operação. Esta aproximação mostra a necessidade da realização de uma grande quantidade de experimentos com a finalidade de fornecer dados que possam tornar os modelos utilizados no código mais próximo possível do comportamento real de operação da placa de combustível de modo a fornecer resultados mais acurados.

Um ponto importante a ser considerado é o fato de que os modelos aproximados utilizados no código não invalidam os resultados obtidos, mas sim tornam os resultados menos confiáveis. Conforme informações mais acuradas possam ser obtidas por meio da realização de experimentos, os modelos já existentes no código podem ser aprimorados, fazendo com que o programa possa fornecer resultados mais adequados. Tal procedimento faz parte do desenvolvimento dos códigos computacionais utilizados na análise do desempenho de combustíveis nucleares. Quando observa-se o historio de desenvolvimento do programa computacional FRAPCON vê-se que o mesmo vem sendo aprimorado há mais de três décadas, com os resultados de novos experimentos sendo constantemente utilizados para tornarem seus modelos mais acurados.

Considera-se assim, que o processo iniciado neste trabalho não se encontra finalizado, mas sim é um ponto de partida para a proposição de uma série de experimentos que possam fornecer uma maior compreensão do comportamento sob irradiação das placas combustíveis monolíticas de urânio-molibdênio fazendo com que ocorra uma evolução natural e conjunta do conhecimento do comportamento sob irradiação desse tipo de placa de combustível e o aumento da acurácia dos resultados fornecidos pelo programa computacional PADPLAC-UMo.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALMEIRA, C. T. **Desempenho Sob Irradiação de Elementos Combustíveis Tipo U-Mo**. Dissertação de Mestrado. IPEN. 2005. 195 p.

ANDRZEJEWSKI, C. S. ***Avaliação de Alternativas de Combustível Tipo Placa para Reatores de Pequeno Porte***. Dissertação de Mestrado. IPEN. 2005. 83 p.

ANGLART, H. ***Applied Reactor Thecnology***. Henryk Anglarrt ed. 2011.204p.

BEGHI, G. ***Gamma Phase Uranium-Molybdenum Fuel Alloys***. European Atomic Energy Community – EURATOM. EUR 4053e. 1968. 90 p.

BELIERA, J. I. ***Diseño Conceptual de un Reactor de Investigación con Combustibles de U-Mo Monolítico***. Departamento de Ingeniería Nuclear – INVAP S.A. 2014. 69 p.

BERNA, G.A. et al. ***FRAPCON-3: A Computer Code for the Calculation of Steady-State Thermal- Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup – Volume 2***. Pacific Northwest Laboratory. NUREG/CR-6534, PNNL-11513. 1997. 143 p.

BURKES, D. E et Al. ***Measurement of Fission Gas Release from Irradiated U-Mo Monolithic Fuel Samples***. Journal of Nuclear Materials 461. 2015. Pág. 61 – 71.

BURKES, D. E. et Al. ***The Influence of Cladding on Fission Gas Release from Irradiated U-Mo Monolithic Fuel***. Journal of Nuclear Materials 486. 2017. Pág. 222– 233.

CACUCI, D. G. ***Handbook of Nuclear Engineering – Nuclear Engineering Fundamentals***. Ed. Springer. 2010. 751 p.

ÇENGEL, Y. A.; GHAJAR, A.J. ***Transferência de Calor e Massa***. 4ª edição. McGraw Hill Editora. 2012. 902 p.

ÇENGEL, Y. A.; CIMBALA J. M. ***Mecânica dos Fluídos – Fundamentos e Aplicações***. 3ª edição. McGraw Hill Editora. 2015. 990 p.

CHAGROT, M. R. ***Caramel Low Enrichment Fuel for Research Reactors***. Nuclear Europe 5 (6). 1985.Pág. 22 – 27.

CHEN, J. ***On the Interaction Between Fuel Crud and Water Chemistry in Nuclear Power Plants.*** SKI Report 00:5. 2000. 55 p.

COELHO, P.M. ***Tabelas de Termodinâmica***. 4ª edição. Editora Lidel, 2017. 232 p.

CREASY, J.T. ***Thermal Properties of Uranium-Molybdenum Alloys: Phase Decomposition Effects of Heat Treatments***. Thesis for Master of Science. A&M University. 2011. 103 p.

EL-WAKIL, M. M. ***Nuclear Heat Transport***. International Textbook Company. 1971. 502 p.

FANCHER et al. ESCORE – ***The EPRI Steady-Stady Core Reload Evaluator Code: General Description***. EPRI Report NP-5100, Electric Power Research Institute. 1987.

FLETCHER L.S., GYOROG, D. A. ***Heat Transfer Between Surfaces in Contact***. Mechanical Engineering Department of Arizona State University. AMES Research Center. NASA. NGR 03-001-003. 1971. 190 p.

FINALY, M.R.; WACHS, D.M.; HOLFMAN, G.L. ***Post Irradiation Examination of Monolithic mini Fuel Plates from RERTR-6***. 26th International Meeting on Reduced Enrichment of Research and Test Reactors. Cape Town, South Africa. 2006. 10 p.

GARZAROLLI, F.; GARZAROLLI, M. ***PWR Zr Alloy Cladding Water Side Corrosion***. ANT International. 2012. 31 p.

GARZAROLLI, F et al. ***Review of PWR Fuel Rod Waterside Corrosion Behavior***. EPRI Report NP-1472. Electric Power Research Institute. 1980.

GEELHOOD, K. J.; LUSCHER, W. G. ***FRAPCON-3.5: A Computer Code for the Calculation of Solid-State, Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods of High Burnup***. NUREG/CR-7022, Vol. 1, Rev. 1. PNNL-19418, Vol. 1, Rev. 1. 2014. 146 p.

HOFMAN, G. L.; FINLAY, M. R.; SNELGROVE, J. L. ***Recent Observations at the Post Irradiation Examination of Low-Enriched U-Mo Miniplates Irradiated to High Burnup***. 25º International Meeting on Reduced Enrichment for Research Reactors. 2003. 12 p.

HUET, F. el al. ***Full-Sized Plates Irradiation with Very High U-Mo Fuel Loading – Final Results of IRIS 1 Experiment***. 2003 International RERTR Meeting. 2003. 10 p.

IAEA – INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. ***Nuclear Power Reactors in the World***. 2017 Edition. 86 p.

KEISER JR., D. D. et al. ***Microstructural Analysis of Irradiated U-Mo Fuel Plates: Recent Results***. Idaho National Laboratory. INL/CON-11-24029. 2012. 7p.

KOK, K. D. ***Nuclear Engineering Handbook***. CRC Press. 2009. 768 p.

KREITH, F.; MANGLIK, R. M.; BOHN, M. S. ***Princípios da Transferência de Calor***. 7ª Edição. Editora Cengage. 2014. 594 p.

LAMARSH, J. R.; BARATTA, A. J. ***Introduction to Nuclear Engineering***. Prentice Hall. 2001. 783 p. LAMBERT, M. A. et Al. ***The Thermal Contact Conductance of Hard and Soft Coat Anodized Aluminum***. Transactions of the ASME Vol. 117. 1995. Pág. 270 – 275.

LEENAERS, A. et al. ***Post-irradiation examination of uranium–7 wt% molybdenum atomized dispersion fuel***. Journal of Nuclear Materials 225. 2004. 9 p.

LEMOINE, P.; WACHS, D. ***High Density Fuel Development for Research Reactors***. International Conference on Research Reactors: Safe Management and Effective Utilization. IAEA-CN-156/Annex B. 2007. 14p

LUSCHER, W. G et al. ***Material Property Correlations – Corporations between FRAPCON-4.0, FRAPTRAN-2.0 e MATPRO***. PNNL-19417 Rev. 2. 2015. 152 p.

MEYER, M. K. et al***. Investigation of the Cause of Low Blister Threshold Temperatures in the RERTR-12 and AFIP-4 Experiments***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-12-26500, 2012. 1097p.

MEYER, M. K. et al. ***Irradiation Behavior of Uranium-Molybdenum Dispersion Fuel: Fuel Performance Data from RERTR-1 and RERTR-2***. Argonne National Laboratory. 1999. International RERTR Meeting. 12 p.

MEYER, M. K. et al. ***Irradiation Performance of U-Mo Monolithic Fuel***. Nuclear Engineering and Technology, Vol. 46, Nº 2. 2014. 14 p.

MEYER, M. K. et al. ***Metallographic Analysis of Irradiated RERTR-3 Fuel Test Speciments***. Argonne National Laboratory. 2000. Presented in 2000 International RERTR Meeting. 13 p.

NNSA – National Nuclear Security Administration. GTRI: ***Reducing Nuclear Threats***. http://nnsa.energy.gov/mediaroom/factsheets/reducingthreats. Acesso em 14/04/2016.

NORTHWOOD, D.O, LONDON, I.M, BAHEN, L.E. ***Elastic Constants of Zirconium Alloys***. Jounal of Nuclear Materials 55. 1977. 11 p.

ODAR, S. ***Crud in PWR/VVER Coolant – Volume I – Sources, Transportation in Coolant, Fuel Deposition and Radiation Build-Up***. A.N.T International. 2014.

OZISIK, M. N. ***Finite Difference Methods in Heat Transfer***. CRC Press. 1994. 412 p.

PEREZ, D. M. et al. ***AFIP-2 – Irradiation Summary Report***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-11-21599, 2011. 116 p.

PEREZ, D. M. et al. ***AFIP-3 – Irradiation Summary Report***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-11-21776 Revision 1, 2011. 90 p.

PEREZ, D. M. et al. ***AFIP-4 – Irradiation Summary Report***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-11-23297, 2011. 131 p.

PEREZ, D. M. et al. ***AFIP-6 – Irradiation Summary Report***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-11-23296, 2011. 105 p.

PEREZ, D. M. et al. ***AFIP-7 – Irradiation Summary Report***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-12-25915, 2012. 274 p.

PEREZ, D. M. et al. ***RERTR-7 – Irradiation Summary Report***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-11-24283, 2011. 80 p.

PEREZ, D. M. et al. ***RERTR-8 – Irradiation Summary Report***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-11-24284, 2011. 51 p.

PEREZ, D. M. et al. ***RERTR-10 – Irradiation Summary Report***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-10-18456, 2011. 65 p.

PEREZ, D. M. et al. ***RERTR-12 – Insertion 1 Irradiation Summary Report***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-12--24101, 2012. 109 p.

PEREZ, D. M. et al. ***RERTR-12 – Insertion 2 Irradiation Summary Report***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-11-27085, 2012. 107 p.

PRESSMAN, R.S.; MAXIM, B. R. ***Engenharia de Software: Uma Abordagem Profissional***. 8ª edição. Editora McGra Hill. 2016. 968 p.

RICE, F. et al. ***RERTR-12 – Post-Irradiation Examination Summary Report***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-14-33066, 2015. 110 p.

REIS, R. ***Análise do Comportamento Sob Irradiação do Combustível Nuclear a Altas Queimas com os Programas Computacionais FRAPCON e FRAPTRAN***. Dissertação de Mestrado. IPEN-USP. 2014. 101 p.

REST, J. et al. ***U-Mo Fuels Handbook – Version 1.0***. Argonne National Laboratory. ANL-09/31. 2006. 84 p.

ROBINSON A.B. et al. ***Irradiation Performance of U-Mo Alloy Based "Monolithic" Plate – Design Selection Update***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-09-16807 Revision 1. 2013. 87 p.

SANTOS, M. M. Avaliação Estrutural de um Elemento Combustível Tipo Placa para um Reator Nuclear Compacto. Dissertação de Mestrado. IPEN. 2019. 125 p

SCHWENK, E.B, WHEELER, G.D., SHEARER, G.D. ***Poisson Ratio in Zircaloy-4 Between 24° and 316°C***. Jounal of Nuclear Materials 73. 1978. 3 p.

SILVA, B. R. ***Manual de Termodinâmica e Transmissão de Calor***. Grêmio Politécnico. 1980. 290 p.

SMITH, C. O***. Irradiation Performance of U-Mo Alloy Based Monolithic Plate-Type – Design Selection Update***. Idaho National Laboratory. INL/EXT-09-16807. 2013. 87 p.

STEINER, M. A. ***Thermal Stresses in Clad Fuel Plates***. Nuclear Science and Engineering Vol. 2, 213-218. 1957. 6 p.

TODREAS, N. E.; KAZIMI, M. S. ***Nuclear Systems. Volume 1. Thermal Hydraulic Fundamentals***. CRC Press. Second Edition. 2011. 975 p.

TONG, J. S.; WEISMAN, J. ***Thermal Analysis of Pressurized Water Reactors***. American Nuclear Society. 1979. 417p.

TRAVELLI, A. ***The RERTR Program***. Argonne National Laboratory. ENS RRFM 97 Transactions. 1997. 8 p.

TSAI, T.L. et al. ***Characterization of Crud Deposited on Fuel Rods Under HWC Environment in Kuosheng Nuclear Power Plant***. Nuclear Science Technology. 2016. 8 p.

VAN DEN BERGHE, S.; LEMOINE, P. ***Review of 15 Years of High-Density Low-Enriched UMo Dispersion Fuel Development for Research Reactors***. Nuclear Engineering and Technology. Vol. 46. Nº 2. April 2014. 22 p.

VAN UFFELEN, P. ***Modelling of Nuclear Fuel Behaviour. European Commission***. Institute for Transuranium Elements. EUR 22321 EN. 2006. 64p.

VATULIM. A. V. el al., ***Russian RERTR Program: Advanced LEU Fuel Development for Research Reactors***. 2002 International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors. November 2002. 7 p.

WACHS, D. et Al. ***Blister Threshold Based Thermal Limits for the UMo Monolithic Fuel System***. Idaho National Laboratory - RERTR 2012. INL/CON-12-27501. 2012. 13 p.

WALDRON, M.B, BURNETT, R.C, PUGH, S.F. ***The Mechanical Properties of Uranium-Molybdenum Alloys. United Kingdom Atomic Energy Authority***. AERE M/R 2554. 1958. 40 p.

WEISMAN, J. ***Elements of Nuclear Reactor Design***. Robert E. Krieger Publishing Company. Second Edition. 1983. 512 p.

WHITMARSH, C.L. ***Review of Zircaloy-2 and Zircaloy-4 Properties Relevant to Savannah Reactor Desig***n. Oak Ridge National Laboratory. ORNL-3281. 1972. 70 p.

WIENCEK, T. C.; PROKOFIEV, I. G. ***Low-Enriched Uranium-Molybdenum Fuel Plate Development***. Argonne National Laboratory. ANL/ET/CP-103084. 2000. 13 p.

WOOLSTENHULME, N. E.; WACHS, D. M.; MEYER, M. K. ***Design and Testing of Prototypic Elements Containing Monolithic Fuel***. Idaho National Laboratory. INL/COM-11-23109. 2011. 87 p.

WOOLSTENHULME, N. E.; GLAGOLENKO, I.; RABIN, B. H. ***Design of Irradiation Tests for Monolithic Fuel Qualification. RERTR 2015***. 36 International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors. 2015. 10 p.

ANEXO 1

Estrutura do arquivo de dados de entrada (*dados_entrada.dat*) do programa computacional PADPLAC-UMo.

Parte 1 – Cabeçalho

São descritos comentários relacionados ao caso de estudo sendo executado. Pode conter um número indeterminado de linhas, porém todas devem iniciar com um ponto de exclamação (!). Exemplo:

```
!*********************************************************************************************
!         PADPLAC-UMO - PROGRAMA PARA ANÁLISE DO DESEMPENHO EM REGIME PERMANENTE            *
!                 DE PLACAS COMBUSTÍVEIS MONOLÍTICAS DE URÂNIO-MOLIBDÊNIO                    *
!*********************************************************************************************
!
!---------------------------------------------------------------------------------------------
!                               ARQUIVO DE DADOS DE ENTRADA                                  -
!---------------------------------------------------------------------------------------------
!   CASO: Irradiacao de placa de combustível de Uranio-Molibdenio                            -
!   DESCRIÇÃO: Caso de teste 01                                                              -
!---------------------------------------------------------------------------------------------
!
```

Parte 2 – Dados de Entrada

Nesta parte são definas as diversas variáveis necessárias para a execução do caso de estudo que se encontra em análise. O significado de cada uma das variáveis utilizadas pelo programa encontra-se fornecido no Anexo 2. Exemplo:

```
$padplc
Caso='Irradiacao de elemento de teste',
IncTemp=20, NosLong=10, NosTrans=10, RelatDadosEnt=0, flag_gap = 0,
Pressao=20*130.,TempEntRef=20*538.15, FluxoMassa=20*0.2188,
Crud=10*0.0, 5*0.5, 5*1.0, percmo=0.1, enriq=0.2,
Lpc=1.1e-1, Lnc=9.0e-2, Leld=1.0e-2, Lele=1.0e-2, Cpc=1.08, Cnc=1.0,
Lei=4.0e-2, Les=4.0e-2, Erv=2.0e-4, Enc=1.0e-3, Ecr=3.0e-3, Fa=1.0,
Oxido=5*0.0, 5*1.0e-5, 5*5e-5, 5*1e-4,
TempoAcum=0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0, 2.0, 4.0, 6.0, 8.0, 10.0, 20.0, 40.0, 60.0, 80.0,
          100.0, 150.0, 200.0, 250.0, 300.0, 365.0,
TxMedCalorLin=28.0, 30.0, 32.0 34.0, 35.0, 5*36.0, 5*37.0, 5*38.36,
DistFlux=0,
NumPerfisPot=4,
NumParesQZ=12,12,10,10
PerfilPotTmpAc=5*1,5*2,5*3,5*4,
RzCalorLinearZ(1)=0.46, 0.64, 0.98, 1.01, 1.05, 1.10, 1.10, 1.05, 1.01, 0.98, 0.64, 0.46,
RzCalorLinearZ(13)=0.47, 0.65, 0.99, 1.02, 1.06, 1.11, 1.11, 1.06, 1.02, 0.99, 0.65, 0.47,
RzCalorLinearZ(25)=0.56, 0.74, 1.02, 1.06, 1.11, 1.11, 1.06, 1.02, 0.74, 0.56,
RzCalorLinearZ(35)=0.57, 0.75, 1.03, 1.07, 1.12, 1.12, 1.07, 1.03, 0.75, 0.57,
ElevZ(1)=0.0, 8.25e-2, 2.5e-1, 3.25e-1, 4.25e-1, 5.0e-1, 5.75e-1, 6.75e-1, 7.5e-1,
         8.25e-1, 9.25e-1, 1.0,
ElevZ(13)=0.0, 8.25e-2, 2.5e-1, 3.25e-1, 4.25e-1, 5.0e-1, 5.75e-1, 6.75e-1, 7.5e-1,
          8.25e-1, 9.25e-1, 1.0,
ElevZ(25)=0.0, 1.11e-1, 2.22e-1, 3.33e-1, 4.44e-1, 5.55e-1, 6.66e-1, 7.77e-1, 8.88e-1, 1.0,
ElevZ(35)=0.0, 1.11e-1, 2.22e-1, 3.33e-1, 4.44e-1, 5.55e-1, 6.66e-1, 7.77e-1, 8.88e-1, 1.0,
&end
```

ANEXO 2

Relação das Variáveis Utilizadas no Programa PADPLAC-UMo

- ***Variáveis relacionadas ao modo de operação do programa:***

Variável	Descrição
Caso	Descrição do caso que será executado. Tipo: texto. Limitação: máximo de 60 caracteres. *Default = Analise do desempenho de placa de combustível monolítica de UMo.*
NosLong	Número de nós longitudinais de igual comprimento ao longo do núcleo ativo da placa de combustível. O primeiro nó deve corresponder à cota 0.0 do comprimento ativo. O último nó deve corresponder a Cnc. Tipo: inteiro. Unidade: adimensional. Limitações: maior que 1 e menor ou igual a 40. *Default* = 9.
NosTrans	Número de nós transversais ao longo da meia espessura do núcleo ativo da placa de combustível. O código efetua uma discretização mais refinada na região interna do núcleo da placa, visando otimizar a análise da distribuição transversal do calor gerado. Tipo: inteiro. Unidade: adimensional. Limitações: maior que 1 e menor ou igual a 25. *Default* = 15.
RelatDadosEnt	Emite ou suprime o relatório detalhado de dados de entrada antes da impressão dos dados de saída. RelatDadosEnt = 0, fornece o relatório detalhado dos dados de entrada. RelatDadosEnt=1, fornece um relatório resumido dos dados de entrada, tal qual fornecido no arquivo de dados de entrada. Tipo: inteiro. Unidade: adimensional. *Default*: 0.

- ***Variáveis relacionadas à placa de combustível monolítica de UMo (ver Anexo 3):***

Variável	Descrição
Lpc	Largura da placa de combustível. Tipo: real. Unidade: m. Dado de entrada obrigatório.
Lnc	Largura do núcleo ativo da placa de combustível. Tipo: real. Unidade: m. Dado de entrada obrigatório.
Leld	Largura do espaçador lateral direito da placa de combustível. Tipo: real. Unidade: m. Dado de entrada obrigatório.
Lele	Largura do espaçador lateral esquerdo da placa de combustível. Tipo: real. Unidade: m. Dado de entrada obrigatório.
Cpc	Comprimento da placa de combustível. Tipo: real. Unidade: m. Dado de entrada obrigatório.
Cnc	Comprimento do núcleo ativo da placa de combustível. Tipo: real. Unidade: m. Dado de entrada obrigatório.
Lei	Largura do espaçador inferior da placa de combustível. Tipo: real. Unidade: m. Dado de entrada obrigatório.
Les	Largura do espaçador superior da placa de combustível. Tipo: real. Unidade: m. Dado de entrada obrigatório.
Erv	Espessura do revestimento. Tipo: real. Unidade: m. Dado de entrada obrigatório.
Enc	Espessura do núcleo ativo da placa de combustível. Tipo: real. Unidade: m. Dado de entrada obrigatório.

- ***Variáveis relacionadas ao histórico de potência:***

Variável	Descrição
IncTemp	Número de incrementos de tempo. Tipo: inteiro. Unidade: adimensional. Limitações: maior que 1 e menor ou igual a 200. Dado de entrada obrigatório.
TempoAcum(IT)*	Tempo acumulado no final de cada incremento de tempo. Tipo: real. Unidade: dias. Limitações: o número de tempos acumulados deve ser igual ao número estabelecido em IncTemp. Dado de entrada obrigatório.
TxMedCalorLin(IT)	Taxa de geração de calor linear para cada incremento de tempo. É igual ao valor médio se DistFlux = 0 e é igual ao valor de pico se DistFlux = 1. Tipo: real. Unidade: kW/m. Limitações: o número de entradas para a taxa de geração de calor linear deve ser igual ao número de incrementos de tempo (IncTemp). Dado de entrada obrigatório.

* IT = Número do incremento de tempo

- ***Variáveis relacionadas ao perfil longitudinal de potência:***

Variável	Descrição
DistFlux	Tipo de distribuição longitudinal da taxa de calor linear (perfil de potência). DistFlux = 0 – perfis de potência definidos pelo usuário. TxMedCalorLin é a potência média na placa e formas de potência definidas por (RzCalorLinearZ, ElevZ) e Fa = 1. DistFlux = 1 – perfis de potência da forma cosseno cortado (*chopped-cosine*) com Fa = razão pico-valor medio e TxMedCalorLin é a potência de pico (usar ElemLong ímpar de modo a ter um elemento axial correspondente ao pico de potência). Tipo: inteiro. Unidade: adimensional. Default = 0.
NumPerfisPot	Número de formas (perfis) longitudinais de potência. Tipo: inteiro. Unidade: adimensional. Limitações: número máximo de perfis de potência = 20. Dado de entrada obrigatório se DistFlux = 0.
PerfilPotTmpAc	Número da distribuição longitudinal de potência que será utilizada em cada incremento de tempo. Tipo: inteiro. Unidade: adimensional. Dado de entrada obrigatório se DistFlux = 0.
NumParesQZ(M)**	Número de pares (RzCalorLinearZ,ElevZ) para cada perfil de potência longitudinal. Requerido se DistFlux=0. Cada elemento do vetor NumParesQZ representa o número de pares sequenciais dos vetores (RzCalorLinearZ,ElevZ). Tipo: inteiro. Unidade: adimensional. Valor de entrada obrigatório se DistFlux = 0. Limitações: máximo número de pares (RzCalorLinearZ,ElevZ) = 40. Dado de entrada obrigatório se DistFlux = 0.
RzCalorLinearZ(N)	Representa a razão da potência linear na elevação na ElevZ com relação ao valor médio, para um determinado perfil de potência. Requerido se DistFlux=0. Tipo: real. Unidade: adimensional. Limitações: Número máximo de pares (RzCalorLinearZ,ElevZ) = 40. Default = 0.
ElevZ(N) ***	Representa a posição longitudinal (elevação) de cada valor RzCalorLinearZ. Tipo: Real Unidade: m Limitações: Número máximo de pares (RzCalorLinearZ,ElevZ) = 40. Deve coincidir com o número de nós longitudinais. O primeiro valor deve corresponder à cota 0.0 do comprimento ativo. O último nó deve corresponder a Cnc.

Continua...

PerfPotIT(IT)	Corresponde ao número do perfil de potência que será utilizado em cada incremento de tempo. Requerido se DistFlux = 0. Tipo: Inteiro Unidade: adimensional Limitações: número máximo de perfis de potência = 20. Dado de entrada obrigatório se DistFlux = 0.
Fa	Razão de potência pico/média utilizada em perfis de potência da forma cosseno cortado. Limitações: se fa for diferente de 1.0, ver descrição de Distflux. Unidade: adimensional Tipo: real Default = 1.0

** M = número do perfil de potência (NumPerfisPot)

*** N = número do par (RzCalorLinearZ, ElevZ)

- ***Variáveis especificando as condições operacionais do reator:***

Variável	Descrição
IndCondReator	Índice que determina as condições operacionais do reator. É utilizado para a determinação dos vetores Pressao, TempEntRefrig e FluxoMassa. IndCondReator = 0. Cada uma dessas três variáveis possuirá um único valor em todos os incrementos de tempo. IndCondReator = 1. Cada uma dessas três variáveis possuirá um valor específico para cada incremento de tempo. Tipo: inteiro. Unidade: adimensional. Limitações: maior que 1 e menor ou igual a 200. Default = 0.
Pressao	Pressão do refrigerante no reator. Devem ser fornecidos valores para cada incremento de tempo. Tipo: real Unidade: bar Limitações: maior que 1 e menor ou igual a 200 valores. Dado de entrada obrigatório.
TempEntRefrig	Temperatura de entrada do refrigerante no reator. Devem ser fornecidos valores para cada incremento de tempo. Tipo: real Unidade: K Limitações: maior que 1 e menor ou igual a 200 valores. Dado de entrada obrigatório.
FluxoMassa	Fluxo mássico do refrigerante. Devem ser fornecidos valores para cada incremento de tempo. Tipo: real Unidade: kg/s Limitações: maior que 1 e menor ou igual a 200 valores. Dado de entrada obrigatório.
Crud	Espessura da incrustação no revestimento. Devem ser fornecidos valores para cada incremento de tempo. Tipo: real Unidade: μm Default = 0.
Oxido	Espessura da camada de óxido. Devem ser fornecidos valores para cada incremento de tempo. Tipo: real Unidade: μm Default = 0.
Ecr	Espessura do canal de refrigeração. Tipo: real Unidade: m Dado de entrada obrigatório.

- ***Variáveis relacionadas às características do combustível:***

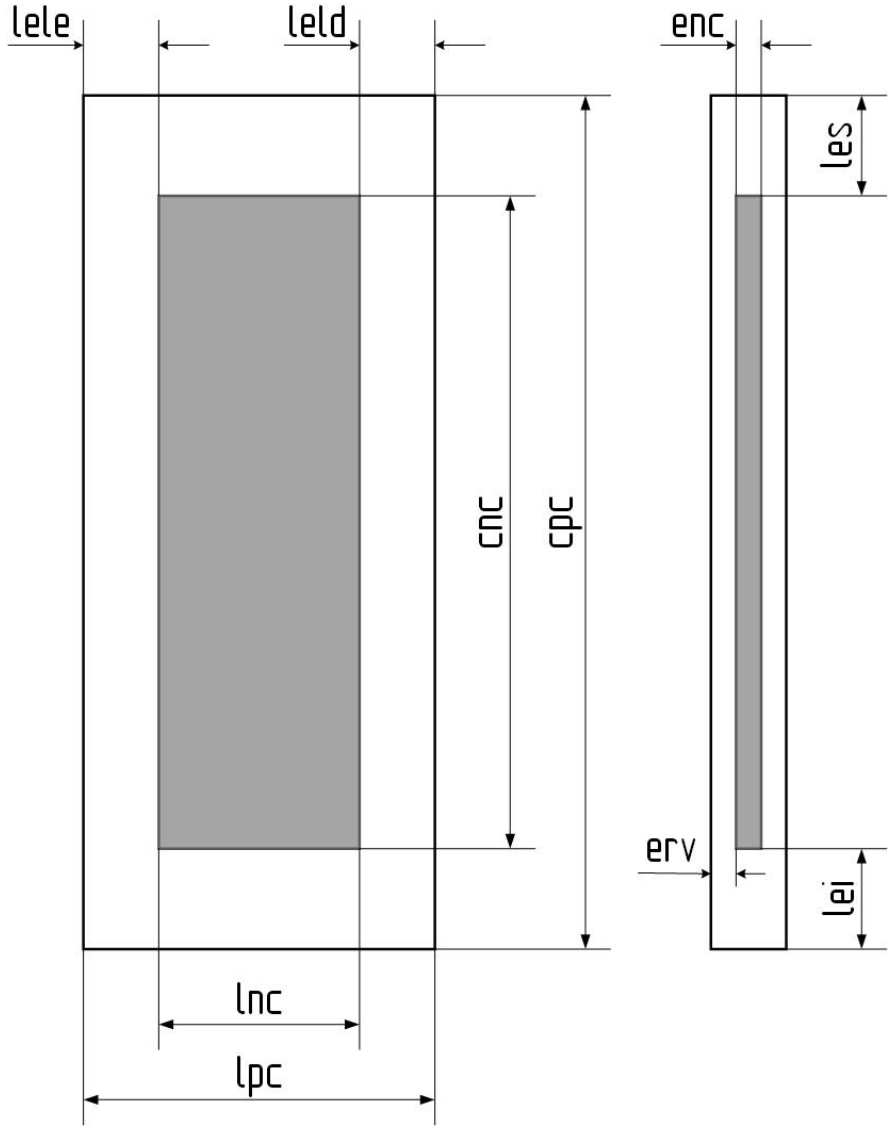
Variável	Descrição
enriq	Enriquecimento do combustível. Tipo: real. Unidade: %. Dado de entrada obrigatório.
percmo	Percentual de molibdênio no combustível U-Mo. Tipo: real Unidade: % Dado de entrada obrigatório.

- ***Variáveis relacionadas à interface combustível/revestimento:***

Variável	Descrição
h_interf	Condutância na interface combustível revestimento. Tipo: real. Unidade: W/m.K. Dado de entrada opcional. Default: 30,0 W/m.K
tensao_interf	Tensão existente na aderência na interface combustível/revestimento. Tipo: real Unidade: MPa Dado de entrada opcional. Default: 0,0
flag_gap	Condição para o modelo que trata da folga (gap) existente entre a interface combustível/revestimento. *flag_gap = 0* – o programa não considera a existência de folga entre o combustível e o revestimento. *flag_gap = 1* – é considerado o modelo integrado ao sistema para a determinação do comportamento da folga entre a interface combustível/revestimento. *flag_gap = 2* – o usuário deve fornecer as condições da folga entre o combustível e o revestimento. Unidade: adimensional Default = 0.

ANEXO 3

Notação das variáveis relacionadas às dimensões geométricas da placa de combustível monolítica de UMo utilizadas no programa computacional PADPLAC-UMo.



cnc = comprimento do núcleo de combustível (m)
cpc = comprimento da placa de combustível (m)
enc = espessura do núcleo de combustível (m)
erv = espessura do revestimento (m)
lei = largura do espaçador inferior (m)
leld = largura do espaçador lateral direito (m)
lele = largura do espaçador lateral esquerdo (m)
les = largura do espaçador superior (m)
lnc = largura do núcleo de combustível (m)
lpc = largura da placa de combustível (m)

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Diretoria de Pesquisa, Desenvolvimento e Ensino
Av. Prof. Lineu Prestes, 2242 – Cidade Universitária CEP: 05508-000
Fone/Fax(0XX11) 3133-8908
SÃO PAULO – São Paulo – Brasil
http://www.ipen.br

O IPEN é uma Autarquia vinculada à Secretaria de Desenvolvimento, associada à Universidade de São Paulo e gerida técnica e administrativamente pela Comissão Nacional de Energia Nuclear, órgão do Ministério da Ciência, Tecnologia, Inovações e Comunicações.