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

Análise e comparação de programas computacionais para análise do desempenho sob irradiação de placas de combustível de urânio-molibdênio e varetas cilíndricas de dióxido de urânio em reatores a água leve pressurizada

ANDRÉ LUIZ CANDIDO DA SILVA

Dissertação apresentada como parte dos requisitos para obtenção do Grau de Mestre em Ciências na Área de Tecnologia Nuclear – Reatores

Orientador:
Prof. Dr. Antonio Teixeira e Silva

São Paulo
2020

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

Análise e comparação de programas computacionais para análise do desempenho sob irradiação de placas de combustível de urânio-molibdênio e varetas cilíndricas de dióxido de urânio em reatores a água leve pressurizada

Versão Corrigida
Versão Original disponível no IPEN

ANDRÉ LUIZ CANDIDO DA SILVA

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

Orientador:
Prof. Dr. Antonio Teixeira e Silva

São Paulo
2020

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

Como citar:

SILVA, A. L. C. ***Análise e comparação de programas computacionais para análise do desempenho sob irradiação de placas de combustível de urânio-molibdênio e varetas cilíndricas de dióxido de urânio em reatores a água leve pressurizada.*** 2020. 90 p. Dissertação (Mestrado 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)

SILVA, ANDRE LUIZ CANDIDO

Análise e comparação de programas computacionais para análise do desempenho sob irradiação de placas de combustível de urânio-molibdênio e varetas cilíndricas de dióxido de urânio em reatores a água leve pressurizada / ANDRE LUIZ CANDIDO SILVA; orientador ANTONIO TEIXEIRA E SILVA. -- São Paulo, 2020.

90 p.

Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Tecnologia Nuclear (Reatores) -- Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, 2020.

1. desempenho do combustível nuclear. 2. simulação computacional. 3. reatores de potência. I. TEIXEIRA E SILVA, ANTONIO, orient. II. Título.

Dedico este trabalho aos meus pais Argemiro e Vera e à minha irmã Renata pelo apoio que sempre recebi.

AGRADECIMENTOS

Ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN/CNEN-SP) e à Universidade de São Paulo (USP) pelo fornecimento de salas, laboratórios e equipamentos utilizados e aos professores da Comissão de Pós-graduação que foram essenciais para o aprendizado, além do apoio e incentivo na produção científica nacional voltada ao segmento nuclear.

À Marinha do Brasil pela oportunidade concedida para que eu pudesse me dedicar exclusivamente à elaboração da presente dissertação.

Ao Centro Tecnológico da Marinha de São Paulo (CTMSP) 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 Almirante André Luís Ferreira Marques e aos Comandantes Eduardo da Silva Leitão e Rafael Pacheco Radé pelo apoio, colaboração e orientação durante a elaboração do trabalho.

E, em especial, aos meus pais Argemiro e Vera e à minha irmã Renata, os quais sempre me apoiaram durante todos esses anos.

“Fora da caridade não há salvação.”

Allan Kardec

RESUMO

Silva, André L.C. *Análise e comparação de programas computacionais para análise do desempenho sob irradiação de placas de combustível monolíticas de urânio molibdênio e varetas cilíndricas de dióxido de urânio em reatores de potência*. 2020. 90 p. Dissertação (Mestrado em Tecnologia Nuclear) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares) – IPEN – CNEN/SP. São Paulo.

O objetivo deste trabalho é apresentar uma análise comparativa em termos do desempenho sob irradiação de varetas de combustível cilíndricas de dióxido de urânio e placas de combustível monolíticas de urânio molibdênio em reatores à água leve pressurizada.

Para analisar o desempenho das placas de combustível monolíticas de urânio molibdênio quando submetidas a condições operacionais de estado estacionário em reatores de água leve pressurizada foi utilizado o programa de computador PADPLAC-UMo, que realiza análises térmicas e mecânicas do combustível levando em consideração os efeitos físicos, químicos e de irradiação a que esse combustível está submetido.

Para a análise das varetas cilíndricas de dióxido de urânio foi utilizado o código FRAPCON, que é uma ferramenta analítica que verifica o comportamento sob irradiação de uma vareta de combustível de reatores à água leve pressurizada, quando as variações de potência e as condições de contorno são suficientemente lentas para que o termo regime permanente seja aplicado.

A análise para um reator nuclear de pequeno porte, apesar da maior densidade de potência aplicada na placa de combustível em relação à vareta de combustível, mostrou que as placas de combustíveis apresentam menores temperaturas e menores liberações de gases ao longo do histórico de potência analisado, proporcionando a utilização de um núcleo mais compacto sem ultrapassar os limites de projeto impostos ao combustível nuclear.

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

ABSTRACT

Silva, André L.C. *Analysis and comparison of computer programs to analyze the irradiation performance of uranium molybdenum monolithic fuel plates and uranium dioxide cylindrical fuel rods in power reactors*. 2020. 90 p. Dissertação (Mestrado em Tecnologia Nuclear) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares) – IPEN – CNEN/SP. São Paulo.

The aim of this work is to present a comparative analysis in terms of the irradiation performance of cylindrical uranium dioxide fuel rods and monolithic uranium molybdenum fuel plates in pressurized light water reactors.

To analyze the irradiation performance of monolithic uranium molybdenum fuel plates when subjected to steady state operating conditions in light water pressurized reactors, the computer program PADPLAC-UMo was used, which performs thermal and mechanical analysis of the fuel taking into account the physical, chemical and irradiation effects to which this fuel is subjected.

For the analysis of the uranium dioxide fuel rods, the code FRAPCON was used, which is an analytical tool that verifies the irradiation performance of fuel rods of pressurized light water reactor, when the power variations and the boundary conditions are slow enough for the term permanent regime to be applied.

The analysis for a small nuclear power reactor, despite the higher power density applied to the fuel plate in relation to the fuel rod, showed that the fuel plates present lower temperatures and lower fission gas releases throughout the analyzed power history, allowing the use of a more compact reactor core without exceeding the design limits imposed on nuclear fuel.

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	08
Figura 2.2	Elemento de combustível típico de um reator PWR	10
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	13
Figura 3.1	Estrutura modular simplificada do programa computacional FRAPCON...	15
Figura 3.2	Fluxograma simplificado do programa computacional FRAPCON	17
Figura 3.3	Fluxograma do laço de convergência para a obtenção da queda de temperatura na folga pastilha-revestimento (<i>gap</i>)	19
Figura 3.4	Fluxograma detalhado do código FRAPCON	20
Figura 3.5	Fluxograma com os blocos básicos que constituem o programa computacional PADPLAC-UMo	22
Figura 3.6	Fluxograma do programa computacional PADPLAC-UMo	23
Figura 4.1	Perfil de potência 01 – 12 nós longitudinais	31
Figura 4.2	Perfil de potência 02 – 12 nós longitudinais	31
Figura 4.3	Perfil de potência 03 – 10 nós longitudinais	32
Figura 4.4	Perfil de potência 04 – 10 nós longitudinais	32
Figura 5.1	Temperaturas do centro das pastilhas de UO_2 em função da queima (<i>burnup</i>) (caso 01)	42
Figura 5.2	Temperaturas do centro das placas de UMo em função da queima (<i>burnup</i>) (caso 01)	43
Figura 5.3	Temperaturas das extremidades das pastilhas de UO_2 em função da queima (<i>burnup</i>) (caso 01).....	43
Figura 5.4	Temperaturas das extremidades das placas de UMo em função da queima (<i>burnup</i>) (caso 01).....	44
Figura 5.5	Dados de saída do PADPLAC (caso 01).....	45

Figura 5.6	Contato idealizado e parcial entre as interfaces do combustível e do revestimento.....	46
Figura 5.7	Condição simplificada e idealizada para determinação da queda de temperatura na interface combustível-revestimento em função do surgimento de bolhas.	47
Figura 5.8	Surgimento da folga (gap) entre as superfícies do combustível e do revestimento	48
Figura 5.9	Temperaturas na parede externa dos revestimentos das varetas em função da queima (caso 01).....	49
Figura 5.10	Temperaturas na parede externa das placas de combustível de UMo em função da queima (caso 01)	50
Figura 5.11	Deformação no revestimento (caso 01).....	51
Figura 5.12	Temperaturas da saída do refrigerante das varetas em função da queima (<i>burnup</i>) (caso 01).....	51
Figura 5.13	Temperaturas da saída do refrigerante das placas de UMo em função da queima (<i>burnup</i>) (caso 01).....	52
Figura 5.14	Liberação de gases de fissão em função da queima (<i>burnup</i>) (vareta - caso 01).....	53
Figura 5.15	Liberação de gases de fissão em função da queima (<i>burnup</i>) (placa – caso 01).....	54
Figura 5.16	Liberação de gás He em função do burnup (caso 01).....	54
Figura 5.17	Tensão circunferencial no revestimento ao longo do tempo (caso 01).....	56
Figura 5.18	Tensão axial no revestimento ao longo do tempo (caso 01).....	57
Figura 5.19	Efeito da irradiação por nêutrons nas propriedades de Tração do Zircaloy.....	58
Figura 5.20	Temperatura central das pastilhas de UO ₂ em função da queima (caso 02).....	60
Figura 5.21	Temperatura central das placas de UMo em função da queima (caso 02).....	60
Figura 5.22	Temperaturas das extremidades das pastilhas de UO ₂ em função da queima (caso 02).....	61

Figura 5.23	Temperaturas das extremidades das placas de UMo em função da queima (caso 02).....	62
Figura 5.24	Dados de saída do PADPLAC (caso02).....	63
Figura 5.25	Temperaturas nas extremidades dos revestimentos das varetas de UO_2 (caso 02).....	64
Figura 5.26	Temperaturas nas extremidades dos revestimentos das placas de UMo (caso 02).....	64
Figura 5.27	Deformação no revestimento (caso 02).....	65
Figura 5.28	Temperaturas da saída do refrigerante das varetas pastilhas de UO_2 em função da queima (caso 02).....	66
Figura 5.29	Temperaturas da saída do refrigerante das placas com cerne de UMo em função da queima (caso 02).....	66
Figura 5.30	Liberação de gases de fissão em função da queima (vareta – caso 02).....	67
Figura 5.31	Liberação de gases de fissão ao longo do tempo (placa – caso 02).....	68
Figura 5.32	Interface dos dados de saída do PADPLAC-UMo apresentando pequena falha na apresentação dos resultados da simulação.....	69
Figura 5.33	Liberação de gás He em função da queima (caso 02).....	70
Figura 5.34	Tensão circunferencial no revestimento pastilha ao longo do tempo (caso 02).....	71
Figura 5.35	Tensão axial no revestimento da pastilha ao longo do tempo (caso 02).....	71

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1	Principais dimensões da placa de combustível (caso 01)	25
Tabela 4.2	Dados térmicos e hidráulicos de entrada referentes ao canal de refrigeração para o reator considerado (tipo placa – caso 01)	25
Tabela 4.3	Características da vareta de combustível (caso 01)	27
Tabela 4.4	Dados térmicos e hidráulicos de entrada referentes ao canal de refrigeração para o reator considerado (tipo vareta – caso 01)	27
Tabela 4.5	Dados dos perfis de potência longitudinais com 12 e 10 nós associados às razões de taxa de calor linear	30
Tabela 4.6	Características da vareta de combustível TSQ002	34
Tabela 4.7	Dados térmicos e hidráulicos de entrada referentes ao canal de refrigeração para o reator considerado (tipo vareta – caso 02)	34
Tabela 4.8	Principais dimensões da placa de combustível (caso 02)	35
Tabela 4.9	Dados térmicos e hidráulicos de entrada referentes ao canal de refrigeração para o reator considerado (tipo placa – caso 02)	35
Tabela 4.10	Detalhamento da potência fornecida ao longo do tempo (reator tipo vareta)	36
Tabela 4.11	Detalhamento da potência fornecida ao longo do tempo (reator tipo placa)	38
Tabela A.1	Dados de saída FRAPCON (caso 01 - informações nos nós dos picos de potência)	86
Tabela A.2	Dados de saída PADPLAC (caso 01 - informações nos nós dos picos de potência)	87
Tabela A.3	Dados de saída FRAPCON (caso 02 - informações nos nós dos picos de potência)	88
Tabela A.4	Dados de saída PADPLAC (caso 02 - informações nos nós dos picos de potência)	89

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AIEA	Agência Internacional de Energia Atômica (IAEA - <i>International Atomic Energy Agency</i>)
BWR	Reator a Água Fervente (<i>Boiling Water Reactor</i>)
GIF	Fórum Internacional da Geração IV (<i>Generation IV International Forum</i>)
GTRI	Iniciativa Global de Redução de Ameaças (<i>Global Threat Reduction Initiative</i>)
HEU	Urânio Altamente Enriquecido (<i>High Enriched Uranium</i>)
LWR	Reator a Água Leve (<i>Light Water Reactor</i>)
LEU	Urânio com Baixo Enriquecimento (<i>Low Enriched Uranium</i>)
NNSA	Agência Nacional de Segurança Nuclear (<i>National Nuclear Security Agency</i>)
PCMI	Interação Mecânica Pastilha-Revestimento (<i>Pellet-Clad Mechanical Interation</i>)
PCI	Interação Pastilha Revestimento (<i>Pellet-Clad Interation</i>)
PWR	Reator a Água Pressurizada (<i>Pressurized Water Reactor</i>)
RERTR	Baixo Enriquecimento para Reatores de Testes e Pesquisas (<i>Reduced Enrichment for Research and Test Reactors</i>)
SCC	Trincamento por Corrosão sob Tensão (<i>Stress Corrosion Cracking</i>)
US DOE	Departamento de Energia dos Estado Unidos da América (<i>US Departament of Energy</i>)
U.S. NRC	<i>United States Nuclear Regulatory Commission</i>

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Motivação e objetivo	3
1.2	Metodologia	4
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	6
2.1	Reator refrigerado a água leve pressurizada – PWR.....	6
2.2	Elemento de combustível utilizado em reatores refrigerados a água leve pressurizada – PWR	9
2.3	Placa de combustível de urânio-molibdênio	11
3	ANÁLISE DOS PROGRAMAS COMPUTACIONAIS (CÓDIGOS) UTILIZADOS: FRAPCON 3.5 E PADPLAC-UMO	14
3.1	FRAPCON 3.5	14
3.2	PADPLAC-UMo	21
4	APRESENTAÇÃO DE CASOS APLICANDO OS CÓDIGOS FRAPCON 3.5 E PADPLAC-UMO	24
4.1	Caso de análise 01 utilizando a potência nominal do reator de 58MW	24
4.2	Caso de análise conceitual utilizando como base um reator de grande porte US-PWR-16x16-LTA	32
4.2.1	Dados de entrada para os combustíveis do tipo vareta.....	36
4.2.2	Dados de entrada para os combustíveis do tipo placa	37
5	VERIFICAÇÃO E COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS PELOS PROGRAMAS COMPUTACIONAIS PADPLAC-UMo E FRAPCON 3.5.....	39
5.1	Comparação dos resultados obtidos no caso de análise 01 utilizando a potência nominal do reator de 58MW.....	41
5.1.1	Temperatura central e nas extremidades dos combustíveis.....	41
5.1.2	Temperatura no revestimento	49
5.1.3	Temperatura no refrigerante	51
5.1.4	Liberação de gases de fissão.....	52
5.1.5	Tensões circunferencial e axial na pastilha	56
5.2	Comparação dos resultados obtidos no caso de análise conceitual utilizando como base um reator de grande porte US-PWR-16x16-LTA	59
5.2.1	Temperatura central e nas extremidades dos combustíveis.....	59

5.2.2	Temperatura no revestimento	63
5.2.3	Temperatura no refrigerante	65
5.2.4	Liberação de gases de fissão (caso 02).....	67
5.2.5	Tensões circunferencial e axial na pastilha	70
6	CONCLUSÃO	72
6.1	Trabalhos futuros.....	73
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	74
	ANEXO 1	79
	ANEXO 2	85
	ANEXO 3	86

1 INTRODUÇÃO

Muitos estudos têm sido realizados na área nuclear visando um aprimoramento nos procedimentos operacionais empregados pelas centrais nucleares de modo a promover a redução dos custos de operação por meio da otimização do ciclo do combustível nuclear. Neste intuito, faz-se necessário adotar um procedimento visando à melhora no aproveitamento do combustível nuclear, provendo maior permanência deste no interior do núcleo do reator nuclear para extrair ao máximo sua capacidade de produção de energia, tecnicamente denominado de extensão da queima do combustível.

Nos dias atuais, quando abordado o aumento de consumo de energia elétrica per capita pela sociedade, a utilização da energia nuclear torna-se preponderante. Todavia, para tornar seu uso viável, tal modalidade de produção de energia deve apresentar características competitivas quando comparadas a outras opções de geração de energia elétrica. Desta maneira, a operação das centrais nucleares necessita ser otimizada, sempre levando em consideração os aspectos relacionados à segurança operacional visando à proteção das pessoas, do meio ambiente e dos operadores.

Nas centrais nucleares, o combustível nuclear utilizado possui alta capacidade de extensão de queima, mas os desempenhos físico, químico e estrutural dos componentes do elemento de combustível podem levar a uma redução no seu tempo de vida, já que o ambiente do sistema primário, ou mais precisamente no núcleo do reator, impõe condições extremas aos subsistemas, envolvendo elevados níveis de radiação, bem como carregamentos térmicos e mecânicos abruptos.

A correta previsão do comportamento dos componentes constituintes de um elemento de combustível nessas condições operacionais é uma tarefa extremamente complexa e multidisciplinar, havendo a intrínseca necessidade do estudo e da interação de um grande número de aspectos e variáveis, as quais englobam as propriedades físico-químicas, metalúrgicas, termodinâmicas, mecânicas, além de mecanismos de transferência de massa e de calor, entre outros. Por conseguinte, a exposição a longos períodos de irradiação acarreta uma gama de alterações na estrutura dos materiais constituintes do elemento de combustível nuclear, proporcionando apreciáveis alterações de suas propriedades físicas, químicas e mecânicas.

Nesta perspectiva, as comunidades científica e tecnológica internacional vêm desenvolvendo novas classes de reatores mais sustentáveis, seguros e eficientes, com o objetivo de prover um aperfeiçoamento em diversas aplicações, como produção de energia, produção de radioisótopos ou até mesmo propulsão naval.

Para a área de reatores de pesquisas, produção de rádiofarmacos e testes de materiais, tem-se como exemplo o programa *Reduced Enrichment for Research and Test Reactors* (RERTR) (TRAVELLI, 1997; MEYER, 1999; MEYER, 2000; MEYER 2014; WOOLSTENHULME, GLAGOLENKO, RABIN, 2015) que visa ao desenvolvimento de novas tecnologias para possibilitar a conversão de reatores de pesquisa que utilizam combustível com urânio altamente enriquecido para reatores que possam operar com combustível de baixo enriquecimento. A partir desta iniciativa, foram pesquisadas e elaboradas novas tecnologias de combustíveis nucleares, incluindo as placas monolíticas de urânio-molibdênio, as quais serão analisadas neste trabalho.

Vislumbrando a área de reatores comerciais, o desenvolvimento de novos projetos denominados Geração IV (IAEA, 2019) foi iniciado em 2001. A iniciativa para o desenvolvimento desta nova classe de reatores é um esforço iniciado pelo *U.S. Department of Energy* (US 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, Canadá, 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 Unido são membros não ativos.

Analogamente, na área de propulsão naval, novos estudos vêm sendo realizados com o objetivo de desenvolver reatores compactos e com alta densidade de potência, características primordiais para viabilizar tal implantação. Assim, neste contexto, está sendo estudada a possibilidade do desenvolvimento de reatores refrigerados a água leve pressurizada que utilizem placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio revestidas de Zircaloy.

A utilização deste tipo de combustível aplicado à 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 de combustível quando comparada a uma vareta de combustível operando à mesma potência; e
 - 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); e
 - 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 inicial 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 (REGIS, 2019).

1.1 Motivação e objetivo

Para viabilizar e acelerar o desenvolvimento e a implantação de novos combustíveis para uso nuclear, faz-se uso de programas computacionais que simulam o comportamento desses combustíveis nas diversas condições operacionais no reator. Todo o processo de desenvolvimento e validação deste novo tipo de combustível nuclear é extremamente complexo, multidisciplinar e necessita de um adequado planejamento para a realização de pesquisas teóricas e atividades experimentais necessárias.

Neste contexto, o presente trabalho se propõe a realizar uma comparação com programas computacionais (códigos) do comportamento sob irradiação de placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio versus varetas cilíndricas de dióxido de urânio, dentro das particularidades de cada combustível, em reatores refrigerados a água leve pressurizada, quando submetidos a condições operacionais em que a potência gerada

pelo reator sofra alterações suficientemente lentas para que o termo regime permanente possa ser utilizado.

Outro fato motivador foi verificar as diferenças em termos do comportamento sob irradiação e de segurança dos tipos de combustível analisados quando submetidos às mesmas condições de potência em um reator nuclear à água leve pressurizada. Esse tipo de exercício ajudaria a explicitar o comportamento das variáveis térmicas, hidráulicas, físicas e mecânicas durante a irradiação desses combustíveis no reator nuclear.

1.2 Metodologia

A estruturação deste trabalho iniciou-se com uma revisão bibliográfica inerente ao estudo e a compreensão das principais características dos elementos de combustível utilizados em reatores de água leve pressurizada (PWR) e o seu comportamento durante a operação no núcleo do reator nuclear.

No Capítulo 2 é apresentada uma revisão das características operacionais dos reatores refrigerados a água leve pressurizada (PWR - *Pressurized Water Reactor*) e dos elementos de combustível utilizados nesta classe de reator nuclear.

Além disso, nesse capítulo, é feita uma descrição sumária do desenvolvimento das placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio, incluindo as principais características deste tipo de combustível.

No Capítulo 3, é realizado um minucioso estudo da estrutura dos códigos computacionais FRAPCON-3.5 e PADPLAC-UMo, incluindo a análise dos procedimentos necessários para a montagem dos arquivos de dados de entrada para a execução dos programas, além de serem realizados estudos relativos à interpretação dos resultados fornecidos pelos códigos.

No Capítulo 4 e 5 são discutidos os procedimentos realizados e os resultados obtidos na comparação do comportamento sob irradiação entre placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio e varetas cilíndricas de dióxido de urânio, por meio da simulação computacional com os códigos PADPLAC-UMo e FRAPCON-3.5, respectivamente. Para cada densidade de potência são realizadas duas simulações computacionais, uma abordando um reator de pequeno porte e uma segunda trazendo uma estimativa para um caso conceitual de um reator de grande porte. De posse dos resultados,

é realizada uma breve discussão comparativa entre o comportamento sob irradiação dos dois tipos de elemento de combustível analisados.

Por último, o Capítulo 6 apresenta as conclusões obtidas por meio das análises e das simulações computacionais realizadas neste trabalho.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Preliminarmente, serão citadas as principais características do reator nuclear refrigerado a água leve pressurizada, denominado PWR, e do tipo de combustível nuclear normalmente utilizado nesta classe de reatores. Esses assuntos serão abordados superficialmente, pois não são o objetivo principal do trabalho, entretanto possuem importância para a compreensão do contexto, visto que o entendimento do comportamento do combustível nuclear em diversas condições operacionais é necessário para se compreender a estrutura e o funcionamento dos programas computacionais que simulam o comportamento de uma vareta de combustível e de uma placa de combustível.

2.1 Reator refrigerado a água leve pressurizada – PWR

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).

Os reatores LWR pertencem à classe de reatores de potência com o maior número de plantas instaladas no mundo, 82 % do total, sendo seus principais representantes os reatores de água leve pressurizada (PWR – *Pressurized Water Reactor*) e os reatores de Água Fervente (BWR – *Boiling Water Reactor*).

De acordo com dados obtidos da Agência Internacional de Energia Atômica – AIEA (*International Atomic Energy Agency*) (IAEA, 2019), existe no mundo 451 reatores nucleares de potência em operação, sendo que destes, 298 são do tipo PWR (66 % do total) e 73 são do tipo BWR (16 % do total).

Os reatores refrigerados a água leve pressurizada (PWR) foram os primeiros projetos de reatores nucleares a serem explorados para fornecimento de energia elétrica comercialmente, assim um conceito de projeto típico de uma usina PWR comercial é constituído por três circuitos térmicos denominados circuitos primário, secundário e terciário, onde ocorrem os seguintes processos:

- O núcleo inserido dentro do vaso do reator nuclear gera calor;

- A água pressurizada no circuito primário, líquido refrigerante primário, transporta o calor para o gerador de vapor;
- Dentro do gerador de vapor, o calor fornecido pelo circuito primário vaporiza a água em um circuito secundário produzindo vapor;
- A linha de vapor direciona o vapor para a turbina principal, fazendo com que ele gire um gerador que produz eletricidade;
- O vapor não utilizado é exaurido para o condensador. A água resultante é bombeada para fora do condensador com uma série de bombas, reaquecida e bombeada de volta para o gerador de vapor.

Assim, pode-se descrever resumidamente o processo:

- A 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;
- 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;
- O núcleo do reator contém conjuntos de combustível que são resfriados pela água circulada usando bombas elétricas. Essas bombas e outros sistemas operacionais da planta recebem sua energia da rede elétrica. Se a energia externa for perdida, a água de resfriamento de emergência é fornecida por outras bombas, que podem ser alimentadas por geradores a diesel no local. Outros sistemas de segurança, como o sistema de refrigeração de contenção, também precisam de energia elétrica.

Tal esquema pode ser observado na Figura 2.1.

O reator, o pressurizador, o gerador de vapor e a bomba do fluido refrigerante tornam-se os principais itens do circuito primário, cuja função primordial deste circuito é retirar o calor gerado pelo reator e transferi-lo para o circuito secundário.

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

Fonte: KOK, K. D., 2009.

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 °C e deixa o núcleo com uma temperatura de aproximadamente 325 °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 fluido refrigerante (TODREAS e KAZIMI, 2011).

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

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, esta é bombeada ao gerador de vapor pela bomba do condensado (TODREAS e KAZIMI, 2011).

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).

2.2 Elemento de combustível utilizado em reatores refrigerados a água leve 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.

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 combustível sejam liberados para o fluido refrigerante. A Figura 2.3 ilustra a estrutura típica de uma vareta de combustível utilizada em reatores PWR (REIS, 2014).

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

Fonte: Westinghouse Electric Company.

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

Fonte: REIS, 2014.

2.3 Placa de combustível de urânio-molibdênio

O programa RERTR tinha como objetivo o desenvolvimento de novas tecnologias para a utilização de urânio com baixo enriquecimento (LEU – *Low Enriched Uranium*) ao invés de urânio altamente enriquecido (HEU – *High Enriched Uranium*) em reatores de testes e de pesquisas. O programa teve como proposta inicial realizar tal tarefa sem que houvesse perda de desempenho, dificuldades na manutenção dos componentes, preservação dos índices de viabilidade econômica da operação e, principalmente, a manutenção ou melhoramento das condições de segurança. Para cumprir tal objetivo, a principal proposta do programa RERTR foi o desenvolvimento de novos combustíveis LEU com uma densidade de urânio bem maior do que aquelas encontradas nos combustíveis HEU.

Ainda neste contexto, vale ressaltar que em meados da década de 1970, iniciou-se um grande movimento mundial visando à substituição de 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 com enriquecimento menor que 20% de U^{235} . Para tal objetivo ser alcançado, o Departamento de Energia dos Estados Unidos (DOE – *Department 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).

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

O incentivo ao desenvolvimento de placas de combustível utilizando ligas metálicas de urânio-molibdênio foi uma das principais ações do programa RERTR, onde 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). A ilustração esquemática desse tipo de placa de combustível pode ser visualizada na Figura 2.4.

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, uma vez que após uma gama de testes realizados, foi possível observar que essa liga metálica de urânio-molibdênio dispersa em alumínio apresentava bom desempenho em condições de irradiação de baixo fluxo, mas não atendiam às condições de irradiação de alto fluxo (KEISER et al., 2012).

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

(corte transversal – sem escala)

Fonte: REIS, 2019.

As placas de combustível com núcleo monolítico de UMo 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 esquematiza a estrutura de uma placa de combustível monolítica de urânio-molibdênio.

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.

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

Fonte: REIS, 2019.

3 ANÁLISE DOS PROGRAMAS COMPUTACIONAIS (CÓDIGOS) UTILIZADOS: FRAPCON 3.5 E PADPLAC-UMO

Para que um programa computacional possa ser utilizado no processo de simulação e análise do desempenho do combustível nuclear em diversas condições operacionais, ele deve possuir algumas características fundamentais, independentemente do tipo de combustível nuclear que irá analisar. Em linhas gerais, o programa computacional deve (REIS, 2019):

- 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.

Obviamente, devem ser consideradas e verificadas diversas outras condições gerais ou intrínsecas para um determinado tipo de combustível.

A seguir, serão apresentadas as características estruturais e funcionais dos programas computacionais FRAPCON-3.5 e PADPLAC-UMo. Esses programas são utilizados, respectivamente, na análise do desempenho de varetas de combustível (FRAPCON) e para a análise do desempenho de placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio (PADPLAC), ambos na condição de operação em regime estacionário de reatores de água leve (LWR).

3.1 FRAPCON 3.5

A *US Nuclear Regulatory Commission* (US NRC) fomenta um extenso desenvolvimento de programas computacionais, assim como testes *in-pile* e *out of pile*, para validar a capacidade analítica dos códigos. Nesse caso, um dos códigos desenvolvidos com esse fomento é o código FRAPCON que é utilizado para avaliar o comportamento de varetas de combustível sob irradiação em regime permanente de LWR.

O FRAPCON é uma ferramenta analítica que analisa o comportamento sob irradiação de uma vareta de combustível para reatores de água leve (LWR), quando as variações de potência e as condições de contorno são suficientemente lentas para que o termo regime permanente possa ser aplicado. Isto inclui situações tais como longos períodos a potência constante e rampas lentas de potência que são típicas da operação normal de um reator nuclear.

O programa FRAPCON-3.5 analisa, no decorrer do tempo, a influência dos fenômenos mais significativos que afetam o desempenho de uma vareta de combustível durante a irradiação. Essas análises incluem (REIS, 2014):

- Temperaturas no combustível e no revestimento;
- Inchamento e densificação do combustível devido à irradiação;
- Liberação de gases de fissão;
- Pressão interna da vareta de combustível;
- Tensões no revestimento; e
- Oxidação do revestimento.

Desta maneira, o código FRAPCON-3.5 é constituído por quatro grandes módulos funcionais:

- 1º Módulo: Rotinas para a determinação das propriedades físicas dos materiais;
- 2º Módulo: Análise do comportamento térmico da pastilha de combustível e do revestimento;
- 3º Módulo: Análise do comportamento mecânico do revestimento; e
- 4º Módulo: Verificação e determinação da liberação de gases de fissão, bem como o cálculo da pressão interna da vareta de combustível.

O primeiro módulo, relativo às propriedades físicas dos materiais, visa a fornecer os dados necessários para as análises realizadas pelos outros três módulos que constituem o programa computacional, sabendo que essas características estão relacionadas às principais propriedades físicas, químicas e comportamentais dos materiais que constituem a vareta de combustível.

Com os dados fornecidos pelo módulo de propriedades físicas dos materiais, os módulos de análise do comportamento térmico da pastilha de combustível e do revestimento, de análise do comportamento mecânico do revestimento e da determinação da liberação de gases de fissão iniciam um processo de interação, o qual fornece resultados

que permitem caracterizar o desempenho de uma vareta de combustível sob condições de operação em regime estacionário (REIS, 2014), conforme ilustrado na Figura 2.1.

Na figura 3.1 é mostrada uma estrutura lógica mais detalhada utilizada pelo código FRAPCON-3.5, onde o processamento tem início por meio da inserção dos dados de entrada fornecidos pelo usuário, passando, logo após esse passo, para a determinação das condições iniciais da vareta de combustível.

Assim sendo, um incremento de tempo, já definido previamente nos dados de entrada, é então adicionado e uma nova condição em estado estacionário é obtida. Desta maneira, este novo estado serve como condição inicial para um novo incremento de tempo, que fará com que seja obtido um novo estado para a vareta de combustível.

Figura 3.1 – Estrutura modular simplificada do programa computacional FRAPCON.

Fonte: REIS, 2014

O número de vezes que este procedimento será repetido é estabelecido pelo número de incrementos de tempo definido nos dados de entrada (JERNKVIST; MASSIH, 2002).

Analogamente, em cada uma das etapas definidas pelos incrementos de tempo, são efetuados os seguintes procedimentos:

- Cálculo das temperaturas do refrigerante, revestimento e pastilha de combustível;
- Cálculo da deformação do combustível e do revestimento;
- Cálculo da condutância na interface pastilha-revestimento;
- Cálculo da liberação de gases de fissão, volume vazio da vareta de combustível e pressão interna dos gases.

Assim, a condição obtida para a vareta de combustível para cada nó axial em cada incremento de tempo é determinada por meio da execução contínua dos dois laços de repetição responsáveis pela convergência dos valores da temperatura na interface combustível-revestimento e da pressão interna dos gases da vareta de combustível, vide figura 3.2.

Figura 3.2 – Fluxograma simplificado do programa computacional FRAPCON.

Fonte: (JERNKVIST; MASSIH, 2002).

No laço de interação interno (queda de temperatura na interface combustível-revestimento) é determinada, inicialmente, a distribuição de temperaturas na pastilha de

combustível e no revestimento, utilizando a condutância da interface pastilha-revestimento do incremento de tempo anterior. Esta distribuição de temperaturas é, então, utilizada para determinar a deformação ocasionada pelas expansões térmicas do combustível e do revestimento. Com os dados obtidos por meio destes cálculos, determina-se um novo valor para a folga (*gap*) existente entre o combustível e o revestimento, o qual é utilizado para determinar um novo valor de condutância na interface entre o combustível e o revestimento. Este novo valor será então utilizado no próximo ciclo da interação. Este processo repetitivo no laço interno é executado continuamente até que dois ciclos sequenciais apresentem essencialmente a mesma queda de temperatura na interface combustível-revestimento (JERNKVIST; MASSIH, 2002).

Também, é apresentada a Figura 3.3 de modo a facilitar a visualização das interações no procedimento de cálculo utilizado neste laço.

O laço de interação externo (pressão do gás) possui um procedimento semelhante ao laço interno, porém com a finalidade de determinar a pressão interna dos gases da vareta de combustível. Para efetuar esta tarefa, é realizado um procedimento que alterna o cálculo da pressão do gás no volume vazio da vareta de combustível com o cálculo da deformação da vareta de combustível. Em cada ciclo realizado pelo laço externo, o número de moles de gás é calculado e o valor da pressão do gás no interior da vareta de combustível é atualizado em função da deformação da vareta de combustível e da distribuição das temperaturas obtidas no laço de interação interno. Este procedimento é repetido até que dois ciclos sucessivos apresentem essencialmente o mesmo resultado para a pressão do gás no interior da vareta de combustível. No momento em que esta convergência ocorre, um novo incremento de tempo é efetuado (JERNKVIST; MASSIH, 2002). Desta maneira, a Figura 3.4 apresenta um fluxograma detalhado de todos os procedimentos executados pelo código FRAPCON-3.5.

O detalhamento dos modelos analíticos utilizados para a determinação do comportamento térmico e mecânico da vareta de combustível encontram-se disponibilizados no manual do código FRAPCON 3.5 (GEELHOOD; LUSCHER; BEYER, 2011).

As diversas correlações empíricas utilizadas para a determinação das propriedades físicas e químicas dos materiais da pastilha de combustível e do revestimento podem ser

consultadas no Manual de Correlações para Propriedades dos Materiais – MATPRO (LUSCHER; GEELHOOD, 2011).

Figura 3.3 – Fluxograma do laço de convergência para a obtenção da queda de temperatura na folga pastilha-revestimento (*gap*).

Fonte: (GEELHOOD; LUSCHER; BEYER, 2011).

Figura 3.4 – Fluxograma detalhado do código FRAPCON.

Fonte: (GEELHOOD; LUSCHER; BEYER, 2011).

3.2 PADPLAC-UMo

O PADPLAC-UMo é um programa computacional que realiza análises do desempenho de placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio que operam em condições de regime permanente em reatores refrigerados a água leve pressurizada.

Como todo programa computacional, o programa PADPLAC-UMo é constituído de três blocos fundamentais (REIS, 2019):

- bloco de inserção dos dados de entrada e configurações iniciais;
- bloco de processamento de dados; e
- bloco de saída dos resultados.

Esta estrutura simplificada é apresentada no fluxograma constante na Figura 3.5.

Assim, resumidamente, o primeiro bloco “Leitura do arquivo dos dados de entrada e configurações iniciais” permite que o usuário insira no programa todas as variáveis de entrada necessárias e requeridas à execução das simulações. Neste momento também são definidos os perfis longitudinais de potência a serem aplicados à placa de combustível durante os incrementos de tempo considerados.

Já o segundo bloco “Processamento” integra a estrutura principal do sistema, nele são calculados e verificados todos os modelos físicos e matemáticos desenvolvidos para a análise do desempenho da placa de combustível, desta maneira, sua estrutura envolve a seleção de um incremento de tempo e de um perfil de potência aplicado ao incremento de tempo. Neste incremento de tempo são verificadas as temperaturas no centro do combustível, nas extremidades do combustível e no revestimento, as deformações oriundas das tensões aplicadas ao combustível e ao revestimento, bem como a condutância na interface combustível-revestimento para cada discretização do modelo no elemento longitudinal do combustível. Posteriormente, é estimada a quantidade de gases de fissão liberada e verificada a existência de uma folga (*gap*) entre a superfície externa do combustível e a superfície interna do revestimento, sendo aferida a pressão total de gases no compartimento do combustível. Isso basta para verificar a ocorrência de deformações no revestimento que irão promover novas alterações nas condições da interface combustível-revestimento e, por conseguinte, modificações nos valores da condutância nesta interface.

Ainda nesse módulo são executados os modelos físicos e matemáticos desenvolvidos, encontrando-se 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 pormenorizada é representada na Figura 3.6.

Tal procedimento é repetido até que todos os incrementos de tempo fornecidos pelo usuário tenham sido considerados nos cálculos e verificações do código em lide.

No ultimo bloco “Geração do Arquivo de Saída”, sabido que todos os incrementos de tempo foram considerados nos cálculos e verificações do modelo, o sistema fornece uma listagem com os principais resultados obtidos no processo de simulação, como temperaturas na região central e nas extremidades do combustível, temperaturas na face interna e externa do revestimento, temperaturas no refrigerante, produção de gases de fissão e gás hélio, bem como a queima (*burnup*) médio. Esses dados são fornecidos para todos os incrementos de tempos e nos nós longitudinais discretizados.

Figura 3.5 – Fluxograma com os blocos básicos que constituem o programa computacional PADPLAC-UMo.

Fonte: (REIS, 2019).

Figura 3.6 – Fluxograma do programa computacional PADPLAC-UMo.

Fonte: (REIS, 2019).

4 APRESENTAÇÃO DE CASOS APLICANDO OS CÓDIGOS FRAPCON 3.5 E PADPLAC-UMO

Para uma melhor visualização e compreensão das comparações que foram realizadas por meio dos códigos abordados, seguem explicações sobre os casos de análise englobando as especificidades dos tipos de combustíveis, as características termoidráulicas do reator, além de dados básicos, como temperatura, pressão, vazão mássica, perfis de potência, entre outros, utilizados em reatores nucleares do tipo PWR e que foram analisados no presente trabalho.

4.1 Caso de análise 01 utilizando a potência nominal do reator de 58MW

Para a execução deste caso, foi considerada a utilização de uma placa de combustível monolítica de urânio-molibdênio com as dimensões fornecidas na Tabela 4.1. As dimensões da placa de combustível 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.

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

Para a idealização do reator de varetas de combustível utilizado para comparação nesta análise, foi elaborado um reator com as mesmas características volumétricas do reator de placas de combustível, assim provendo uma mesma densidade de potência para a correta e válida comparação entre esses dois tipos de reatores. Nesse caso, para a simulação com o código FRAPCON, foram utilizados 21 elementos de combustível, constituídos em sua unidade por 236 varetas em uma matriz 16x16, considerando a existência de varetas de controle e varetas de veneno queimável, de modo a totalizar um conjunto de 4956 varetas de combustível. Todas as grades espaçadoras e todos os tubos guia são de Zircaloy-4.

Na simulação realizada, foram adotados os seguintes parâmetros:

- Varetas com pastilhas de combustível cilíndricas de UO_2 ;
- Revestimentos de Zircaloy-4;

- Potência nominal total do reator (MW) = 58 MW, igual à proposta do reator tipo placa.

Tabela 4.1 – Principais dimensões da placa de combustível (caso 01).

<i>Símbolo</i>	<i>Descrição</i>	<i>Valores</i>
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 da placa de combustível	1,80
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 combustíveis no núcleo do reator	1512

Fonte: REIS, 2019 baseado em dados fornecidos por ANDRZEJEWSKI, 2005.

Tabela 4.2 – Dados térmicos e hidráulicos de entrada referentes ao canal de refrigeração para o reator considerado (tipo placa – caso 01).

<i>Descrição</i>	<i>Valores</i>
Potência nominal total do reator (MW)	58
Potência gerada nas placas de combustível (MW)	56,6
Número total de placas no núcleo	1512
Potência total gerada na placa de combustível (kW)	38,36
Pressão nominal no sistema primário (bar)	130
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)

Os modelos térmicos do código FRAPCON são baseados em equações e condições de regime permanente e calculam somente o fluxo de calor radial. Similarmente, os modelos de liberação de gases são baseados em dados em regime permanente e rampas de potência lentas e não refletem as taxas de liberação para variações rápidas de potência. Então, variações na taxa de geração de calor linear não devem exceder 1,5 kW/ft (4,92 kW/m) entre intervalos de tempo e intervalos de tempo devem ser de 0,1 dia (2,4 h - 144 min), mas máximo de 50 dias. Deve-se ainda, respeitar um modelo de liberação de gases e de condução térmica que permitem ao código modelar o comportamento de varetas de combustível em até queimas de 62 ou 65 GWd/MTU.

Desta maneira, respeitando-se as limitações do código foram adotadas as seguintes premissas:

- Período de irradiação: 2190 dias (6 anos) vislumbrando o limite máximo de queimas do FRAPCON ser de 62 ou 65GWd/MTU.
- 45 incrementos de tempo: O limite máximo de 50 dias entre os intervalos de tempo devem ser respeitados, dessa forma temos que $IM_{\text{mínimo}} = 2190/50 = 43,8$ incrementos. Adotou-se 45 incrementos de tempo, assim divididos: 0,2, 50, 100, 150, 200, 250, 300, 350, 400, 450, 500, 550, 600, 650, 700, 750, 800, 850, 900, 950, 1000, 1050, 1100, 1150, 1200, 1250, 1300, 1350, 1400, 1450.0, 1500.0, 1550, 1600, 1650, 1700, 1750, 1800, 1850, 1900, 1950, 2000, 2050, 2100, 2150, 2190.
- No que se refere à potência fornecida pela vareta de combustível (11,70 kW), foi considerada uma elevação progressiva dessa potência ao longo do tempo da respeitando as variações na taxa de geração de calor linear de no máximo 1,5 kW/ft (4,92 kW/m).
- Já para a potência fornecida pela placa de combustível (38,36 kW), foi considerada a mesma elevação progressiva dessa potência ao longo do tempo da respeitando as variações na taxa de geração de calor linear de no máximo 1,5 kW/ft (4,92 kW/m), que no caso de termos 1 m de altura efetiva devemos adotar o limite de 4,92 kW.

As Tabelas 4.3 e 4.4 retratam as características da vareta de combustível e as condições termoidráulicas para o reator considerado na análise.

Tabela 4.3 – Características da vareta de combustível (caso 01).

<i>Descrição</i>	<i>Valores</i>
Diâmetro externo do revestimento (mm)	9,70
Diâmetro interno do revestimento (mm)	8,43
Diâmetro externo da pastilha (mm)	8,25
Altura da pastilha (mm)	9,91
Chanfro e <i>dish</i>	Sim
Altura efetiva da coluna de pastilhas (mm)	1000
Enriquecimento (% U ²³⁵)	4,3
Espessura do revestimento (mm)	0,635
Espessura do gap (mm)	0,089
Pressão do gás de enchimento (MPa)	2,76 (He)
Distância entre eixos das varetas (mm)	12,7
% da densidade teórica de UO ₂	94
Comprimento do plenum (mm)	85
Número de varetas por elemento de combustível	236
Número de elementos de combustível	21
Número total de varetas de combustível	4956

Fonte: Experimento IFPE/US-PWR 16 x 16 LTA (NEA-1738/01) com a modificação para altura útil das pastilhas de 1,00 m. (Base de dados FUMEX III – IAEA)

Tabela 4.4 – Dados térmicos e hidráulicos de entrada referentes ao canal de refrigeração para o reator considerado (tipo vareta – caso 01).

<i>Descrição</i>	<i>Valores</i>
Potência nominal total do reator (MW)	58
Potência gerada nas varetas de combustível (MW)	56,6
Número total de varetas no núcleo (236 x 21) (unidades)	4956
Potência total gerada em cada vareta de combustível (kW)	11,70
Pressão nominal no sistema primário (bar)	130
Vazão mássica de projeto do reator (kg/s)	427,6
Temperatura de entrada do refrigerante (°C)	265,0
Velocidade do refrigerante no canal de refrigeração (cm/s)	146,9

Fonte: Adaptação do Autor

4.1.1 Dados de entrada para os combustíveis do tipo placa

Para a realização deste caso foram consideradas as seguintes características geométricas e operacionais para o reator tipo placa:

- dados geométricos da placa de combustível: fornecidos na Tabela 4.1;
- dados térmicos e hidráulicos: fornecidos na Tabela 4.2;
- período de irradiação: 2190 dias (6 anos) divididos em 45 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:
 - 1° ao 5° incremento de tempo 28,0 kW (28,0 kW/m)
 - 6° ao 10° incremento de tempo 30,0 kW (30,0 kW/m)
 - 11° ao 15° incremento de tempo 32,0 kW (32,0 kW/m)
 - 16° ao 20° incremento de tempo 34,0 kW (34,0 kW/m)
 - 21° ao 25° incremento de tempo 35,0 kW (35,0 kW/m)
 - 26° ao 30° incremento de tempo 36,0 kW (36,0 kW/m)
 - 31° ao 35° incremento de tempo 37,0 kW (37,0 kW/m)
 - 36° ao 45° incremento de tempo 38,36 kW (38,36 kW/m)
- quatro diferentes perfis de potência, sendo o primeiro aplicado nos dez primeiros incrementos de tempo, o segundo aplicado do décimo primeiro ao vigésimo incremento de tempo, o terceiro aplicado do vigésimo primeiro ao trigésimo incremento de tempo e o quarto aplicado do trigésimo primeiro ao quadragésimo quinto incremento de tempo. Ainda com relação aos perfis de potência, os dois primeiros são definidos por meio de 12 nós longitudinais, o terceiro e o quarto são definidos por meio de 10 nós. Esses perfis são os mesmos adotados em dados obtidos na literatura (REIS, 2019).

Utilizando as informações fornecidas acima, foi elaborado um arquivo dos dados de entrada para o Programa PADPLAC-UMo denominado de ***dados01_entrada.dat***. Este arquivo é apresentado no Anexo 1. O significado de cada uma das variáveis usadas neste arquivo de dados de entrada encontra-se descrito no Anexo 2 deste trabalho.

4.1.2 Dados de entrada para os combustíveis do tipo placa

Para a realização da devida comparação do reator com combustíveis do tipo vareta com o reator com combustíveis do tipo placa, foram consideradas as seguintes características geométricas e operacionais:

- dados geométricos da vareta de combustível: fornecidos na Tabela 4.3;
- dados térmicos e hidráulicos: fornecidos na Tabela 4.4;
- período de irradiação: 2190 dias (6 anos) divididos em 45 incrementos de tempo;
- no que se refere à potência fornecida por unidade de vareta de combustível (11,70 kW), foi considerado uma elevação progressiva dessa potência ao longo do tempo da seguinte forma, sabendo que a unidade de inserção desse tipo de dado no FRAPCON, dar-se-á pela unidade kW/ft, obtido dividindo a potência em cada incremento pela altura útil de cada vareta (1,00m = 3,28 ft).

○ 1° ao 5° incremento de tempo	8,53 kW/m – 2,6 kW/ft
○ 6° ao 10° incremento de tempo	9,15 kW/m – 2,79 kW/ft
○ 11° ao 15° incremento de tempo	9,77 kW/m – 2,98 kW/ft
○ 16° ao 20° incremento de tempo	10,36 kW/m – 3,16 kW/ft
○ 21° ao 25° incremento de tempo	10,66 kW/m – 3,25 kW/ft
○ 26° ao 30° incremento de tempo	10,99 kW/m – 3,35 kW/ft
○ 31° ao 35° incremento de tempo	11,28 kW/m – 3,44 kW/ft
○ 36° ao 45° incremento de tempo	11,70 kW/m – 3,57 kW/ft
- quatro diferentes perfis de potência, sendo o primeiro aplicado nos dez primeiros incrementos de tempo, o segundo aplicado do décimo primeiro ao vigésimo incremento de tempo, o terceiro aplicado do vigésimo primeiro ao trigésimo incremento de tempo e o quarto aplicado do trigésimo primeiro ao quadragésimo quinto incremento de tempo. Ainda com relação aos perfis de potência, os dois primeiros são definidos por meio de 12 nós longitudinais, o terceiro e o quarto são definidos por meio de 10 nós, exatamente a mesma configuração do reator tipo placa.

Utilizando as informações fornecidas acima, foi elaborado um arquivo de dados de entrada para o Programa FRAPCON 3.5 que foi denominado ***dados02_entrada.dat***. Este arquivo é apresentado no Anexo 1.

4.1.3 Detalhamento dos perfis de potência

Para a melhor compreensão dos perfis de potência, foi elaborada a Tabela 4.5, que contém cada configuração das elevações dos quatro diferentes perfis. As Figuras 4.1, 4.2, 4.3 e 4.4 representam, de modo gráfico, os dados contidos na referida tabela, de modo a facilitar a visualização dos perfis de potência longitudinais associados às razões de taxa de calor linear utilizados na simulação proposta.

Tabela 4.5 – Dados dos perfis de potência longitudinais com 12 e 10 nós associados às razões de taxa de calor linear.

Elevação (Z)	Perfil 01	Perfil 02	Elevação (Z)	Perfil 03	Perfil 04
0	0,46	0,47	0	0,56	0,57
0,0825	0,64	0,65	0,11	0,74	0,75
0,25	0,98	0,99	0,22	1,02	1,03
0,325	1,01	1,02	0,33	1,06	1,07
0,425	1,05	1,06	0,44	1,11	1,12
0,5	1,1	1,11	0,55	1,11	1,12
0,575	1,1	1,11	0,66	1,06	1,07
0,675	1,05	1,06	0,77	1,02	1,03
0,75	1,01	1,02	0,88	0,74	0,75
0,825	0,98	0,99	1,00	0,56	0,57
0,925	0,64	0,65			
1,00	0,46	0,47			

Fonte: REIS, 2019.

Como relatado anteriormente, esses perfis foram adotados para a simulação do caso de análise do reator de pequeno porte com 58 MW de potência nominal, sendo estes dados obtidos na literatura (REIS, 2019). O objetivo de tal escolha dá-se na comparação dos dados de saída emulados no presente trabalho com os resultados ora disponibilizados, contendo inclusive cálculos analíticos para temperatura e queima do combustível, no caso das placas de combustível, de modo a facilitar o balizamento do caso proposto.

Figura 4.1 – Perfil de potência 01 – 12 nós longitudinais

Fonte: Autor da dissertação com base nos dados dos perfis de REIS, 2019.

Figura 4.2 – Perfil de potência 02 – 12 nós longitudinais

Fonte: Autor da dissertação com base nos dados dos perfis de REIS, 2019.

Figura 4.3 – Perfil de potência 03 – 10 nós longitudinais

Fonte: Autor da dissertação com base nos dados dos perfis de REIS, 2019.

Figura 4.4 – Perfil de potência 04 – 10 nós longitudinais

Fonte: Autor da dissertação com base nos dados dos perfis de REIS, 2019.

4.2 Caso de análise conceitual utilizando como base um reator de grande porte US-PWR-16x16-LTA

Para a execução deste caso conceitual, foi considerado o experimento US-PWR-16x16-LTA, realizado durante a década de 1980 nos Estados Unidos, para um combustível

de um reator PWR comercial, com a finalidade de demonstrar o comportamento de suas varetas de combustível em regime de alta queima.

Desta maneira, foi proposta nesse trabalho a utilização de um reator de placas de combustível monolítica de Urânio-Molibdênio, com a mesma densidade de potência para avaliar os parâmetros de saída fornecidos pelos programas PADPLAC-UMo e FRAPCON.

No experimento US-PWR-16x16-LTA, foram utilizados dois elementos de combustível de testes, denominados D039 e D040. Cada um desses elementos era constituído por um conjunto de 236 varetas de combustível montadas em uma matriz 16x16, com cinco tubos guias para varetas de controle e doze grades espaçadoras. A grade espaçadora inferior é de Inconel 625 e as outras grades espaçadoras e todos os tubos guia foram fabricados com Zircaloy-4.

Nos experimentos realizados, foram utilizados quatro tipos de varetas de combustível, porém foram abordadas no presente trabalho apenas as varetas com pastilhas combustíveis cilíndricas de UO_2 , denominadas no experimento como varetas TSQ002. Foi utilizado o Zircaloy-4 como material do tubo de revestimento e dos tampões das varetas de combustível.

O elemento de combustível de testes D039 foi submetido a três ciclos de irradiação com uma exposição total de 885 dias efetivos de potência máxima, enquanto o elemento D040 foi submetido a cinco ciclos de irradiação com uma exposição total de 1.641 dias efetivos de potência máxima. A queima atingida para cada uma das montagens é idêntica ao longo dos três primeiros ciclos de irradiação, devido à sua colocação em posições centrais simétricas, e envolvem valores médios da ordem de 39 MWd/kgU. Para o elemento D040, foi atingida uma queima média de aproximadamente 58 MWd/kgU, uma vez que este foi submetido a dois ciclos adicionais de irradiação.

A Tabela 4.6 fornecida a seguir apresenta as principais características das varetas combustíveis TSQ002 utilizadas no experimento US-PWR-16x16-LTA.

No tocante às características termoidráulicas adotadas para a execução desse teste conceitual, foram tomados os mesmos valores estabelecidos para o elemento combustível D040. Esses valores encontram-se fornecidos na Tabela 4.7.

Tabela 4.6 – Características da vareta de combustível TSQ002.

<i>Descrição</i>	<i>Valores</i>
Diâmetro externo do revestimento (mm)	9,70
Diâmetro interno do revestimento (mm)	8,43
Diâmetro externo da pastilha (mm)	8,25
Altura da pastilha (mm)	9,91
Chanfro e <i>dish</i>	Sim
Altura efetiva da coluna de pastilhas (mm)	3810
Enriquecimento (% U ²³⁵)	3,48
Espessura do revestimento (mm)	0,635
Espessura do gap (mm)	0,089
Pressão do gás de enchimento (MPa)	2,76 (He)
Distância entre eixos das varetas (mm)	12,7
% da densidade teórica de UO ₂	94
Comprimento do plenum (mm)	85

Fonte: Base de dados FUMEX III – IAEA.

Tabela 4.7 – Dados térmicos e hidráulicos de entrada referentes ao canal de refrigeração para o reator considerado (tipo vareta – caso 02).

<i>Descrição</i>	<i>Valores</i>
Potência total gerada em cada vareta de combustível (kW)	86,88
Pressão nominal no sistema primário (bar)	155,13
Vazão mássica de projeto do reator por cm ² (kg/s.cm ²)	0,589
Temperatura de entrada do refrigerante (°C)	290,0
Velocidade do refrigerante no canal de refrigeração (cm/s)	180,0

Fonte: Adaptação do Autor

Neste caso conceitual foi analisada uma forma para prover a equivalência da densidade de potência do reator tipo vareta, de maneira a transpor essa mesma característica para o reator com placas de combustível, de modo a prever uma correta e válida equidade entre esses dois tipos de reatores. Assim sendo, foi utilizada a potência do reator PWR comercial e replicada a densidade de potência para fazer a conversão para a placa.

Para a execução deste caso, foi considerada a utilização de uma placa de combustível monolítica de urânio-molibdênio com as dimensões fornecidas na Tabela 4.8.

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 com algumas adaptações para adequação a este caso conceitual.

No que diz respeito às características termohidráulicas das placas de combustível, foram tomados os mesmos valores estabelecidos para um reator de pequeno porte (ANDRZEJEWSKI, 2005) com algumas adaptações. Esses valores encontram-se fornecidos na Tabela 4.9.

Tabela 4.8 – Principais dimensões da placa de combustível (caso 02).

<i>Símbolo</i>	<i>Descrição</i>	<i>Valores</i>
L (m)	Largura ativa da placa de combustível	0,09
H (m)	Altura ativa da placa de combustível	3,81
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 da placa de combustível	1,80

Fonte: Adaptação de ANDRZEJEWSKI, 2005.

Tabela 4.9 – Dados térmicos e hidráulicos de entrada referentes ao canal de refrigeração para o reator considerado (tipo placa).

<i>Descrição</i>	<i>Valores</i>
Potência total gerada na placa de combustível (kW)	284,95
Pressão nominal no sistema primário (bar)	155,13
Vazão mássica de projeto do reator por placa (kg/s)	1,593
Temperatura de entrada do refrigerante (°C)	290,0
Espessura do canal de refrigeração (mm)	3
Velocidade do refrigerante no canal de refrigeração (cm/s)	180

Fonte: (ANDRZEJEWSKI, 2005).

4.2.1 Dados de entrada para os combustíveis do tipo vareta

Para a realização deste caso foram consideradas as seguintes características geométricas e operacionais para o reator tipo vareta:

- dados geométricos da vareta de combustível: fornecidos na Tabela 4.6;
- dados térmicos e hidráulicos: fornecidos na Tabela 4.7;
- período de irradiação: 1697 dias (4 anos e 237 dias) divididos em 70 incrementos de tempo (valores obtidos de acordo com o experimento US-PWR-16x16-LTA);
- no que se refere à potência fornecida por unidade de vareta de combustível (máxima de 6,95 kW/ft (22,80 kW/m), com altura total da coluna de pastilhas sendo 12,5 ft (3,81 m), tem-se 86,88 kW, foi considerado uma elevação variada dessa potência ao longo do tempo da conforme Tabela 4.10.

Tabela 4.10 – Detalhamento da potência fornecida ao longo do tempo (reator tipo vareta).

TIME STEP	Tempo	Potência	Potência	TIME STEP	Tempo	Potência	Potência	TIME STEP	Tempo	Potência	Potência
	(dias)	(kW/ft)	(kW)		(dias)	(kW/ft)	(kW)		(dias)	(kW/ft)	(kW)
1	9,8	3,28	41,00	25	605,9	5,86	73,25	49	1196	4,40	55,00
2	68,7	4,34	54,25	26	621,4	5,87	73,38	50	1223	4,40	55,00
3	91,5	4,31	53,88	27	639	5,81	72,63	51	1243	4,40	55,00
4	139,6	4,30	53,75	28	668,9	5,79	72,38	52	1249	2,75	34,38
5	187,7	4,32	54,00	29	696,3	5,77	72,13	53	1256	2,97	37,13
6	209,8	4,29	53,63	30	726,5	5,75	71,88	54	1270	2,82	35,25
7	236,6	4,32	54,00	31	756,4	5,72	71,50	55	1296	2,88	36,00
8	263	4,35	54,38	32	786,2	5,68	71,00	56	1322	2,92	36,50
9	292,3	2,88	36,00	33	813,9	5,68	71,00	57	1350	3,01	37,63
10	307,2	6,95	86,88	34	843,2	5,62	70,25	58	1376	3,09	38,63
11	321	6,95	86,88	35	886,4	4,80	60,00	59	1403	3,14	39,25
12	334,7	6,91	86,38	36	905,4	5,05	63,13	60	1430	3,21	40,13
13	362,2	6,84	85,50	37	919,8	5,62	70,25	61	1456	3,27	40,88
14	389,7	6,80	85,00	38	926,6	4,37	54,63	62	1483	3,33	41,63
15	417	6,76	84,50	39	933,5	4,41	55,13	63	1510	3,39	42,38
16	444,4	6,73	84,13	40	947,2	4,40	55,00	64	1537	3,46	43,25
17	471,7	6,70	83,75	41	974,9	4,37	54,63	65	1563	3,52	44,00
18	499	6,68	83,50	42	1002	4,38	54,75	66	1590	3,59	44,88
19	526,2	6,65	83,13	43	1030	4,39	54,88	67	1617	3,66	45,75
20	548,7	6,62	82,75	44	1057	4,40	55,00	68	1644	3,69	46,13
21	553,3	5,95	74,38	45	1085	4,42	55,25	69	1670	3,82	47,75
22	561,3	5,95	74,38	46	1112	4,43	55,38	70	1697	3,89	48,63
23	570,7	5,76	72,00	47	1140	4,40	55,00				
24	586,2	5,78	72,25	48	1168	4,40	55,00				

Fonte: Base de dados FUMEX III – IAEA.

- cinco diferentes perfis de potência, sendo o primeiro aplicado nos nove primeiros incrementos de tempo, o segundo aplicado do décimo ao vigésimo incremento de tempo, o terceiro aplicado do vigésimo primeiro ao trigésimo sétimo incremento de tempo, o quarto aplicado do trigésimo oitavo ao quinquagésimo primeiro incremento de tempo e o quinto aplicado do quinquagésimo segundo ao septuagésimo incremento de tempo. Ainda com relação aos perfis de potência, os três primeiros são definidos por meio de 25 nós longitudinais e o quarto e o quinto são definidos por meio de 24 nós.

Com base nas informações fornecidas acima, foi elaborado um arquivo de dados de entrada para o Programa FRAPCON 3.5 que foi como ***dados03_entrada.dat***. Este arquivo encontra-se ilustrado no Anexo 1.

4.2.2 Dados de entrada para os combustíveis do tipo placa

Para a realização da devida comparação deste caso com o reator tipo vareta, foram consideradas as seguintes características geométricas e operacionais para o reator tipo placa:

- dados geométricos da vareta de combustível: fornecidos na Tabela 4.8;
- dados térmicos e hidráulicos: fornecidos na Tabela 4.9;
- período de irradiação: 1697 dias (4 anos e 237 dias) divididos em 70 incrementos de tempo;
- no que se refere à potência fornecida por unidade de placa de combustível (máxima de 6,95 kW/ft (22,80 kW/m) x fator de correlação placa/vareta = 3,28, com altura total da coluna de pastilhas sendo 12,5 ft (3,81 m), temos $86,88 \text{ kW} \times 3,28 = 284,95 \text{ kW}$, foi considerado uma elevação variada dessa potência ao longo do tempo da conforme Tabela 4.11.
- perfis de potência apresentam exatamente a mesma configuração do reator tipo vareta de combustível, idem ao item descrito em 4.2.1.

Através das informações fornecidas acima, foi elaborado um arquivo de dados de entrada para o Programa PADPLAC-UMo que foi como ***dados04_entrada.dat***. Este arquivo encontra-se ilustrado no Anexo 1.

Tabela 4.11 – Detalhamento da potência fornecida ao longo do tempo (reator tipo placa).

TIME STEP	Tempo	Potência	TIME STEP	Tempo	Potência	TIME STEP	Tempo	Potência
	(dias)	(kW)		(dias)	(kW)		(dias)	(kW)
1	9,8	134,48	25	605,9	240,26	49	1196	180,4
2	68,7	177,94	26	621,4	240,67	50	1223	180,4
3	91,5	176,71	27	639	238,21	51	1243	180,4
4	139,6	176,3	28	668,9	237,39	52	1249	112,75
5	187,7	177,12	29	696,3	236,57	53	1256	121,77
6	209,8	175,89	30	726,5	235,75	54	1270	115,62
7	236,6	177,12	31	756,4	234,52	55	1296	118,08
8	263	178,35	32	786,2	232,88	56	1322	119,72
9	292,3	118,08	33	813,9	232,88	57	1350	123,41
10	307,2	284,95	34	843,2	230,42	58	1376	126,69
11	321	284,95	35	886,4	196,8	59	1403	128,74
12	334,7	283,31	36	905,4	207,05	60	1430	131,61
13	362,2	280,44	37	919,8	230,42	61	1456	134,07
14	389,7	278,8	38	926,6	179,17	62	1483	136,53
15	417	277,16	39	933,5	180,81	63	1510	138,99
16	444,4	275,93	40	947,2	180,4	64	1537	141,86
17	471,7	274,7	41	974,9	179,17	65	1563	144,32
18	499	273,88	42	1002	179,58	66	1590	147,19
19	526,2	272,65	43	1030	179,99	67	1617	150,06
20	548,7	271,42	44	1057	180,4	68	1644	151,29
21	553,3	243,95	45	1085	181,22	69	1670	156,62
22	561,3	243,95	46	1112	181,63	70	1697	159,49
23	570,7	236,16	47	1140	180,4			
24	586,2	236,98	48	1168	180,4			

Fonte: Base de dados FUMEX III – IAEA com adaptação do autor para as placas de combustível.

5 VERIFICAÇÃO E COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS PELOS PROGRAMAS COMPUTACIONAIS PADPLAC-UMo E FRAPCON 3.5

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos em verificações e comparações de simulação computacional utilizando os códigos FRAPCON-3.5 e PADPLAC-UMo. As simulações visaram à análise do desempenho de varetas cilíndricas de dióxido de urânio versus placas de combustível monolíticas de urânio-molibdênio, respeitando a particularidade de cada tipo de combustível.

As seguintes análises foram realizadas:

- Análise das temperaturas nos combustíveis;
- Análise das temperaturas nas extremidades dos revestimentos;
- Verificação das temperaturas no refrigerante;
- Verificação das tensões circunferências e axiais nas pastilhas (somente reator tipo vareta);
- Verificação da liberação de gases e pressão interna na vareta de combustível.

O principal objetivo do projeto de um combustível nuclear (vareta ou placa) é garantir que nas condições de operação permitidas não ocorrerá nenhuma falha sistemática devido às cargas as quais ela está submetida. As condições de operação para efeito de projeto são: 1) operação normal, 2) condições anormais, 3) condições de emergência e 4) condições de falhas limitantes. Neste presente trabalho só foram analisados os dados relativos à condição de operação normal do reator.

No tocante ao reator com varetas de combustível cilíndricas, podemos dizer que a integridade de cada vareta é garantida por meio da adoção de limites impostos aos carregamentos atuantes e definidos com base nos critérios de projeto. Os limites de projeto e os critérios de projeto formam as bases de projeto. Sendo assim, podem-se destacar alguns critérios e limites de projeto que serão analisados:

- A temperatura máxima no centro do combustível não deve exceder a temperatura de fusão do combustível (limite assumido $\leq 2500^{\circ}\text{C}$ para UO_2);

- A pressão interna máxima na vareta deve ser menor do que a pressão nominal do refrigerante;
- Critério de tensões no revestimento da vareta de combustível:

No dimensionamento do revestimento das varetas de combustível, formado por zircaloy (liga de zircônio), é adotado o critério da KWU, que consiste nas seguintes verificações:

- Tensão de membrana primária $\leq 0,9 \sigma_{0,2}$
- Tensão de membrana primária $\leq 0,5 \sigma_r$
- Tensão de membrana primária + flexão $\leq 1,35 \sigma_{0,2}$
- Tensão de membrana primária + flexão $\leq 0,70 \sigma_r$
- Tensão de membrana primária + secundária + flexão $\leq 2,7 \sigma_{0,2}$
- Tensão de membrana primária + secundária + flexão $\leq \sigma_r$

onde, $\sigma_{0,2}$ = tensão de escoamento 0,2 % e σ_r = tensão de ruptura.

Para análise no presente trabalho, será verificado o limite da deformação elástica ou limite de escoamento do material constituinte do revestimento em função das tensões trativas e compressivas e ele impostas.

- A deformação equivalente máxima do revestimento $< 1\%$.

Para o reator com placas de combustível monolíticas, pode-se dizer que, da mesma forma como nas varetas, a integridade de cada placa é garantida por meio da adoção das bases de projeto, que são formadas pelos limites e critérios de projeto. Desta forma, pode-se destacar o principal critério e limite de projeto que será analisado:

- 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 surgimento de uma folga entre as superfícies do combustível e do revestimento, comprometendo a operação da placa de combustível.

5.1 Comparação dos resultados obtidos no caso de análise 01 utilizando a potência nominal do reator de 58MW

Vislumbrando uma comparação do desempenho sob irradiação de varetas de combustível cilíndricas de dióxido de urânio e placas de combustível monolíticas de urânio molibdênio quando submetidas a condições operacionais de estado estacionário em reatores de água leve pressurizada, foram utilizados os seguintes códigos, respectivamente: FRAPCON e PADPLAC-UMo. Desta maneira, têm-se os dados de saída destes programas computacionais conforme a Tabela A.1 “Dados de saída FRAPCON (caso 01 - informações nos nós dos picos de potência)” e a Tabela A.2 “Dados de saída PADPLAC (caso 01 - informações nos nós dos picos de potência)”, constantes no Anexo 3 desta dissertação.

5.1.1 Temperatura central e nas extremidades dos combustíveis

Após a devida utilização dos programas com a inserção dos dados de entrada e obtenção dos dados de saída, procede-se uma análise minuciosa nos nós transversais (placa) e axiais (vareta) nos máximos valores, ou seja, nos nós de pico. Assim, podem-se visualizar os gráficos com a temperatura na região central da pastilha e da placa de combustível em função da queima (*burnup*) para cada incremento de tempo. Estes gráficos são mostrados nas Figuras 5.1 e 5.2. Nesse mesmo molde, as variações da temperatura nas extremidades da pastilha e da placa de combustível em função da queima são vistas nas Figuras 5.3 e 5.4.

Nas Figuras 5.1 e 5.2 pode ser visualizado que as temperaturas na região central das pastilhas de dióxido de urânio são bem maiores quando comparadas com as das placas de urânio-molibdênio. Isso ocorreu mesmo com a consideração que uma densidade de potência máxima de 11,70 kW/m foi aplicada na vareta e de 38,36 kW/m foi aplicada na placa de combustível. As diferenças nas temperaturas centrais dos combustíveis analisados estão por volta de 200°C no início da queima, aumentando para aproximadamente 280°C após 1500 dias de queima e chegando ao seu valor máximo de 338°C no final da queima, 2190 dias. Essas temperaturas sobem para cada combustível, porque foi aumentada a densidade de potência do início ao fim da vida. A discussão dos dados obtidos será apresentada em breve.

Figura 5.1 – Temperaturas do centro das pastilhas de UO_2 em função da queima (*burnup*) (caso 01).

Fonte: Autor da dissertação.

Figura 5.2 – Temperaturas do centro das placas de UMo em função da queima (*burnup*) (caso 01).

Fonte: Autor da dissertação.

Para os mesmos pontos críticos citados foram observadas as seguintes queimas para a vareta e para a placa, respectivamente:

- após 1500 dias de queima: 37,89 MWd/kgU e 17,81 MWd/kgU; e
- no final da queima, 2190 dias: 58,08 MWd/kgU e 27,30 MWd/kgU.

Neste quesito, podem-se destacar as vantagens da placa monolítica de UMo , pois apresenta temperaturas menores e exige menos do combustível para a mesma densidade de potência.

Figura 5.3 – Temperaturas das extremidades das pastilhas de UO_2 em função da queima (burnup) (caso 01).

Fonte: Autor da dissertação.

Figura 5.4 – Temperaturas das extremidades das placas de UMo em função da queima (burnup) (caso 01).

Fonte: Autor da dissertação.

O mesmo comportamento é observado nas extremidades do combustível, conforme Figuras 5.3 e 5.4, mas a diferença das temperaturas nas pastilhas quando superpostas com as placas são menos acentuadas que na região central. Essas variações iniciam-se com aproximadamente 100°C no início da irradiação e apresentam constante diminuição até

chegar ao instante de 1300 dias de queima, onde apresentam uma constância entre essas variações entre 13°C até 17°C.

Nessa região do início de queima, até aproximadamente 10 MWd/kgU, as temperaturas da pastilha decrescem ao longo da irradiação, pois a folga pastilha-revestimento vai se fechando e melhora a condutividade do UO₂ em detrimento da sua piora que deveria acontecer devido à liberação dos gases.

Numa análise englobando todo o período de queima, pode-se afirmar que o comportamento da placa é mais constante, pois a liberação de gases é menor e mantém a temperatura com sensíveis alterações em todos os incrementos de tempo, isso ocorre devido a maior condutividade térmica do combustível metálico quando comparada ao do material cerâmico. A condutividade térmica do combustível metálico é dada pela equação:

$$k_{U10Mo} = 0,606 + 3,51 \times 10^{-2} \cdot T \quad \text{para } 298 \text{ K} < T < 773 \text{ K} \quad (5.1)$$

onde:

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

T = temperatura do combustível (K)

Para as pastilhas de UO₂ a condutividade térmica, K , é considerada uma função da temperatura e do espaço, onde no FRAPCON-3 é baseada numa expressão desenvolvida por (LUCUTA, 1996). Essa expressão inclui o termo desenvolvido por (HARDING e MARTIN, 1989) para a condutividade (k_0) da urania (UO₂) 100% densa e não irradiada, modificada para urania-gadolínia (UO₂-Gd₂O₃) ou urania-plutônia (UO₂-PuO₂):

$$k_{UO_2} = \frac{CR}{0,0375 + 2,165 \times 10^{-4} + B \cdot GAD} + \left[\frac{4,715 \times 10^9}{T^2} \right] \exp \left[- \frac{16361}{T} \right] \quad (5.2)$$

onde,

- k_0 = condutividade da urania não irradiada (W/m-K)
- T = temperatura (K)
- GAD = quantidade de gadolínia, wt %
- B = degradação da gadolínia = 0,0150 m-K/W por peso de gadolínia %
- $CR = 1,0$ for urania ou urania-gadolínia = razão entre o calor específico para óxidos mistos e o calor específico para urania para urania-plutônia.

Assim, se faz possível concluir que as temperaturas na pastilha são maiores que na placa de combustível e que as mesmas quase não aumentam na placa, o que leva a menores liberações de gases de fissão.

No tema relativo às bases de projeto (limites e condições de projeto) das varetas pode-se dizer que foram atendidas, visto que as temperaturas não ultrapassaram o limite de 2500°C para UO₂, chegando ao máximo de 772,2 °C.

Para as placas de UMo pode-se observar que houve o atendimento de tais requisitos também, ainda que em alguns momentos, a partir de 750 dias de irradiação, a temperatura no cerne do combustível tenha excedido os 420 °C, não houve constatação de liberação excessiva de gases nem existência de folga entre o combustível e o revestimento, conforme mostrado na Figura 5.7, dados de saída do PADPLAC. Tal assunto será abordado em detalhes a seguir.

Figura 5.5 – Dados de saída do PADPLAC (caso 01).

***** QUADRO RESUMO - COMPORTAMENTO TÉRMICO DA PLACA COMBUSTÍVEL *****

Incremento de Tempo 45 = 2190.000 (dias)Taxa de Calor Linear Média = 38.360 (kw/m)

Temperatura de entrada do refrigerante = 538.150 (K)

Burnup médio no início do incremento de tempo = 22.5483 (Mwd/kgU)
Burnup médio no final do incremento de tempo = 23.0167 (Mwd/kgU)

Produção de Gases de Fissão e de Hélio:
Gases de fissão: No início do incremento de tempo = ***** (g/moles)
Produção durante o incremento de tempo = 4.03348541 (g/moles)
Acumulado no final do incremento de tempo = ***** (g/moles)
Hélio: No início do incremento de tempo = 0.19850127 (g/moles)
Produção durante o incremento de tempo = 0.00974210 (g/moles)
Acumulado no final do incremento de tempo = 0.20824337 (g/moles)

Indice de condicao do gap = 1 --- Inexistência de gap entre combustível/revestimento

No Longit	Temperatura do Refrigerante (K)	Temp. Externa do Revestimento (K)	Temp. Interna do Revestimento (K)	Queda de Temp. no gap (K)	Temp. Sup. Ext. Combust. (K)	Temp. Central Combust. (K)
1	539.035	555.015	581.260	0.00000	581.260	666.411
2	540.137	560.064	592.619	0.00000	592.619	695.512
3	541.238	561.197	593.725	0.00000	593.725	696.456
4	542.387	563.237	597.108	0.00000	597.108	703.433
5	543.562	564.926	599.527	0.00000	599.527	707.745
6	544.711	565.627	599.438	0.00000	599.438	705.416
7	545.812	565.888	598.304	0.00000	598.304	700.370
8	546.911	567.008	599.396	0.00000	599.396	701.305
9	547.842	564.891	592.387	0.00000	592.387	680.523
10	548.531	561.182	581.628	0.00000	581.628	649.072
11	549.035	558.304	573.309	0.00000	573.309	623.978

Fonte: Saída do PADPLAC (Autor da dissertação).

Para temperaturas que excedam 420 °C, a liberação dos gases de fissão no combustível de urânio-molibdênio passa a ser considerada significativa e deve ser rigorosamente considerada na análise de desempenho da placa combustível em lide.

Em condições normais de operação existe o contato fechado entre combustível-revestimento, situação que deve permanecer por um período longo na operação do reator. Entretanto, os efeitos advindos da expansão térmica do revestimento e do combustível, a liberação dos gases de fissão e o inchamento do combustível, bem como o aparecimento de bolhas oriundas da interação entre o combustível e o revestimento, podem causar a criação de vazios nesta interface, conforme visto na Figura 5.6. Nessa condição ocorre uma sensível redução na transferência de calor na interface entre o combustível e o revestimento.

Figura 5.6 – Contato idealizado e parcial entre as interfaces do combustível e do revestimento

Fonte: (ÇENGEL; GHAJAR, 2012).

Sabendo que na condição ideal de contato toda a transferência de calor dá-se por condução em razão da união entre as superfícies, nesse contato parcial existirá um processo combinado de transferência de calor, abrangendo a condução nas regiões de contato e a condução no gás nas regiões em que não ocorre o contato. Assim, nessa situação onde a transferência de calor na interface entre o combustível e o revestimento foi prejudicada, a

temperatura no cerne da placa de combustível tenderá a aumentar, desta forma intensificando o processo de liberação de gases de fissão (WACHS, 2012).

Na tentativa de realizar uma estimativa do efeito da variação de temperatura na interface entre o combustível e o revestimento, considerando a situação em que ocorre o aparecimento de bolhas, é adotada uma condição simplificada e idealizada, na qual serão fornecidos os dados de entrada contendo a largura média das bolhas juntamente com o espaçamento estimado entre elas. Levam-se em consideração as limitações do modelo em questão, sabendo que em condições reais de operação, as bolhas possuem tamanhos diversos e não estarão igualmente espaçadas (REIS, 2019). Tal condição aproximada utilizada é ilustrada de maneira esquemática na Figura 5.7.

Figura 5.7 – Condição simplificada e idealizada para determinação da queda de temperatura na interface combustível-revestimento em função do surgimento de bolhas.

Fonte: REIS, 2019.

Decorrente desse surgimento de bolhas, que proporciona leve e/ou severa deterioração na interface entre o combustível e o revestimento, ocorre um aumento da resistência térmica neste contato, assim ocasionando um acréscimo nas temperaturas no cerne e nas extremidades do urânio-molibdênio. Esta variação de temperatura causará um aumento na liberação de gases de fissão acarretando o distanciamento da face interna do

revestimento em relação à face externa da placa de combustível, originando o aparecimento de uma folga (*gap*) entre as superfícies de ambas as partes.

Tal comportamento é intrinsecamente ligado a não existência de espaços vazios no combustível de UMo para o acomodamento de gases de fissão. Assim sendo, somente uma pequena quantidade de gases de fissão liberados é capaz de proporcionar um aumento na pressão interna no compartimento, como sequência, surge uma elevada pressão interna na placa de combustível podendo ser maior que a pressão externa do refrigerante, fato esse que pode acarretar na abertura da folga conforme visto na Figura 5.8.

Figura 5.8 – Surgimento da folga (*gap*) entre as superfícies do combustível e do revestimento.

Fonte: (ÇENGEL; GHAJAR, 2012).

Se for atingida esta condição de falha, a placa de combustível não poderá mais ser considerada operacional, principalmente, devido a dois significativos fatores (REIS, 2019):

- Analisando o quesito estrutural da falha, pode-se dizer que a instabilidade local origina uma deformação/deflexão convexa em toda a espessura do revestimento da placa de combustível, promovendo o estreitamento do canal de refrigeração. Tal redução propicia o aparecimento de duas disfunções:
 - perda e/ou redução das condições de refrigeração de toda a placa de combustível que apresenta a falha e também da placa adjacente; e

- elevação da velocidade do líquido refrigerante na região onde existe o estreitamento do canal de refrigeração, assim ocorrendo o aparecimento de vibrações nas placas de combustível que sejam abrangidas por essa diminuição da espessura do canal.
- Analisando o quesito termoidrúlico da falha, pode-se dizer que o aumento do *gap* entre a face externa do combustível e a face interna do revestimento, proporciona uma redução na transferência de calor no conjunto combustível-revestimento e isso causa a elevação da temperatura do combustível. Tal cenário contribui para um aumento da liberação de gases de fissão, que por sua vez, irá aumentar a pressão interna do compartimento do combustível, desta forma, aumentando a deflexão já existente no revestimento, tendo potencial para o aparecimento de fissuras nessa região crítica, as quais poderão acarretar a contaminação do líquido refrigerante.

5.1.2 Temperatura no revestimento

Da mesma forma ao feito no item anterior, foi realizada uma comparação com as temperaturas na parede externa do revestimento de zircaloy dos combustíveis. As Figuras 5.9 e 5.10 apresentam as temperaturas obtidas na parede externa do revestimento para os dois tipos de combustível utilizados.

Figura 5.9 – Temperaturas na parede externa dos revestimentos das varetas em função da queima (caso 01).

Fonte: Autor da dissertação.

Figura 5.10 – Temperaturas na parede externa das placas de combustível de UMo em função da queima (caso 01).

Fonte: Autor da dissertação.

Analisando tais figuras pode ser visualizado que as temperaturas na parte externa do revestimento das pastilhas de combustível são ligeiramente maiores quando comparadas com as das placas de combustível. Assim, tais variações térmicas versam em 16°C no início da queima, aumentando para aproximadamente 27°C no final da queima. Neste caso a diferença não é tão significativa com uma representatividade de aproximadamente de 5,3% até 8,3% em valores absolutos da variação de temperatura.

No tema relativo às bases de projeto (limites e condições de projeto), quando verificada a deformação do revestimento das varetas de combustível, pode-se dizer que tais condições atendem aos respectivos limites de projeto, visto que em nenhum momento as deformações máximas foram atingidas (deformações menores que 1%), conforme dados de saída do código FRAPCON mostrado na Figura 5.11.

Já para as placas de UMo podemos observar que houve o atendimento de tais requisitos, pois para esse tipo de combustível considera-se como limitante a temperatura no cerne/revestimento do combustível de 420 °C. Para a extremidade da placa de combustível observou-se o máximo de 239,9 °C, embora no cerne tenhamos percebido temperaturas superiores, como visto no item 5.1.1. Assim, analisando os dados de saída do PADPLAC verificou-se que não houve liberação excessiva de gases, assim não havendo deformação convexa da placa de revestimento que poderia acarretar no estreitamento do canal de refrigeração ou existência de uma folga entre a superfície do combustível e superfície interna do revestimento, conforme assunto abordado no item anterior.

Figura 5.11 – Deformação no revestimento (caso 01).

-----cladding strains,percent-----			
radial	hoop		axial
id	id	od	
0.4230	-0.0661	-0.0661	0.0870
0.7528	-0.3456	-0.3456	0.0529
0.8644	-0.4349	-0.4349	0.0915
0.7279	-0.3583	-0.3583	0.2054
0.6174	-0.3155	-0.3155	0.2871
0.5390	-0.2879	-0.2879	0.3455
0.5528	-0.3001	-0.3001	0.3471
0.6438	-0.3409	-0.3409	0.2963
0.7546	-0.3942	-0.3942	0.2361
0.9634	-0.5054	-0.5054	0.0386
0.7180	-0.2990	-0.2990	0.0632

Fonte: Saída do FRAPCON (Autor da dissertação).

5.1.3 Temperatura no refrigerante

Foi realizada uma comparação entre as temperaturas de saída do líquido refrigerante nos dois tipos de reatores em análise, tipo vareta de combustível e tipo placa de combustível, com o intuito de verificar a eficiência da geração e transferência de calor por parte das placas de UMo, visto que tais propriedades já são consagradas nas aplicações com varetas de combustível de UO_2 . As Figuras 5.12 e 5.13 permitem a correta visualização destes quesitos.

Figura 5.12 – Temperaturas da saída do refrigerante das varetas em função da queima (burnup) (caso 01).

Fonte: Autor da dissertação.

Figura 5.13 – Temperaturas da saída do refrigerante das placas de UMo em função da queima (burnup) (caso 01).

Fonte: Autor da dissertação.

Pode-se visualizar que as temperaturas de saída do líquido refrigerante são sensivelmente maiores no reator tipo vareta quando comparadas com o reator tipo placa. Essas variações térmicas são da ordem de 9 °C no início da irradiação, aumentando para aproximadamente para 11°C após 1050 dias de queima e chegando ao seu valor máximo de 12°C entre o instante 1750 dias até o final da irradiação.

Com base nestes dados das variações de temperatura pode-se ressaltar que houve reduzidas diferenças, apresentadas com a variação mínima de 3,2% até a máxima de 4,3%, mostrando a provável eficiência e eficácia na implantação das placas de combustível para operação na potência nominal analisada.

5.1.4 Liberação de gases de fissão

No que se refere ao percentual liberado de gases de fissão para as varetas de dióxido de urânio, o experimento obteve um valor 1,51% do total de gás produzido no final de vida da vareta de combustível (queima aproximada de 58,1 MWd/kgU), vide Figura 5.14.

Para as varetas de combustível, uma quantidade considerável dos produtos de fissão liberados é constituída pelos gases nobres Kr (criptônio) e Xe (xenônio), aproximadamente 15%, de modo que dois efeitos significativos decorrem desta produção. Primeiramente,

provocam um aumento da pressão no interior da vareta de combustível, acarretando em menores tensões aplicadas ao revestimento. Um segundo ponto a ser explicado, é que se esses gases liberados na fissão permanecem aprisionados no interior do combustível, eles fatalmente reproduzirão bolhas de gás, propiciando o inchamento do combustível. Diante dessa situação, ocorre o fechamento da folga (*gap*) entre a pastilha de UO_2 e o revestimento, como também a decorrente interação pastilha-revestimento. Isso gera o aparecimento de tensões de tração no revestimento que podem favorecer a falha mecânica do revestimento. Esta falha pode ocorrer devido a trincas ocasionadas pela corrosão sob tensão.

Figura 5.14 – Liberação de gases de fissão em função da queima (*burnup*) (vareta - caso 01)

Fonte: Autor da dissertação.

O modelo implementado para a verificação da falha no revestimento das varetas de combustível não detectou, para a queima analisada (58,1 MWd/kgU), nenhuma anomalia para as condições da presente simulação. Não houve falha no revestimento devido ao inchamento do combustível e considerando-se que a pressão interna máxima na vareta deve ser menor do que a pressão nominal do refrigerante, o critério também foi atendido, visto que a pressão máxima na vareta de combustível foi de 1185 psi ou 81,7 bar, à medida que a pressão do refrigerante foi de 1885 psi ou 130 bar.

Numa análise realizada nas placas de combustível foi verificado um acúmulo, no final dos incrementos de tempo, de 86,21 g/moles de gases de fissão e de 0,2082 g/moles de gás hélio. Tais dados são apresentados nas Figuras 5.15 e 5.16.

Figura 5.15 – Liberação de gases de fissão em função da queima (*burnup*) (placa – caso 01).

Fonte: Autor da dissertação.

Figura 5.16 – Liberação de gás He em função do burnup (caso 01).

Fonte: Autor da dissertação.

Para as placas de urânio-molibdênio, pode-se ressaltar que a totalidade do gás de fissão que é produzido não é liberada, sabendo que considerável parte deste fica retida no

interior do combustível. Foram feitas várias análises em placas de combustível monolíticas de U10Mo utilizadas no experimento RERTR-12. Nesses ensaios foi comprovado que o mecanismo de liberação de gases de fissão na placa de UMo está diretamente conectado à temperatura de operação do reator e, conseqüente mente, do combustível (BURKES et al., 2015).

Ainda neste mesmo experimento, verificou-se que até aproximadamente 420 °C, a quantidade de gás liberada pode ser desprezível, sendo que a partir da chegada neste nível de temperatura, começa a ocorrer uma elevada e acentuada liberação de gases de fissão. Desta forma, a temperatura de 420 °C no cerne ou nas extremidades do combustível deve ser adotada como uma base limítrofe operacional, dado que, a partir desta temperatura a liberação de gases de fissão poderá provisionar o surgimento de uma folga (*gap*) entre a interface do combustível e do revestimento, comprometendo a operação normal da placa de combustível monolítica.

Para analisar a liberação de gases de fissão ocorrida na placa de combustível, deve-se atentar que o compartimento do centro do combustível no interior da placa não possui nenhum volume livre e que pequenas quantidades de gases de fissão são liberadas e deslocam-se para a região da interface entre o combustível e o revestimento. Portanto, poderá haver grandes pressões dentro do compartimento do combustível, de modo a ser originado um processo de “descolamento” da interface entre o combustível e o revestimento. A formação desta folga (*gap*) está profundamente ligada ao processo de falha da placa de combustível, desta forma, relacionada ao comportamento mecânico e térmico da placa.

Neste presente trabalho, para o caso do reator de pequeno porte com potência nominal de 58WM, houve ligeira ultrapassagem da temperatura limite, a partir de 750 dias de irradiação até 2190 dias, onde a temperatura no cerne do combustível excedeu o patamar de 420 °C, chegando até a máxima de 434,6 °C. O modelo implementado no código PADPLAC-UMo para verificar a ocorrência de falha neste quesito, não acusou o surgimento de uma folga (*gap*) entre a superfície do combustível e do revestimento. Também não houve constatação de liberação excessiva de gases, assim não havendo comprometimento da operação da placa de combustível, conforme mostrado na figura 5.5, dados de saída do PADPLAC. Tal assunto fora abordado em detalhes no item 5.1.1.

5.1.5 Tensões circunferencial e axial na pastilha

No tocante as tensões circunferenciais e axiais no revestimento da pastilha, foi verificada que devido à constante rampa de potência simulada no experimento, ressalta-se a existência de tensões de compressão até aproximadamente o instante 1750 dias (36º incremento de tempo). A partir deste e até o final da análise do presente trabalho (2190 dias) as tensões passam a ser de tração. As Figuras 5.17 e 5.18 apresentam tais tensões, circunferencial e axial, respectivamente.

No decorrer da irradiação da vareta de combustível de UO_2 ocorre um aumento na potência demandada, isso pode levar à expansão térmica e ao inchamento por geração de produtos de fissão nas pastilhas de combustível, gerando uma tensão circunferencial (*hoop stress*) positiva no revestimento da vareta quando observada a interação entre pastilha de dióxido de urânio e o revestimento. Assim, a reação imediata do revestimento à solicitação imposta é sua expansão, no sentido de dentro para fora da vareta, por deformação elástica e, em sequencia, por deformação elasto-plástica, plástica e fluência, então reduzindo a tensão interfacial. Esse contato entre a pastilha de combustível e o revestimento é chamado Interação Mecânica Pastilha-Revestimento (*Pellet-Clad Mechanical Interaction - PCMI*).

Figura 5.17 – Tensão circunferencial no revestimento ao longo do tempo (caso 01).

Fonte: Autor da dissertação.

Para a situação assinalada, se os produtos de fissão corrosivos (Cs, I) forem liberados, provavelmente, serão originadas fissuras e/ou trincas na face interna do

revestimento por corrosão sob tensão (*Stress Corrosion Cracking-SCC*). Essas fissuras desenvolvem-se sob a influência da tensão circunferencial, enquanto a mesma é mantida, ocasionando a falha do o revestimento. O termo utilizado para expressar genericamente este fenômeno é falha por Interação Pastilha Revestimento (*Pellet-Clad Interaction - PCI*).

Figura 5.18 – Tensão axial no revestimento ao longo do tempo (caso 01).

Fonte: Autor da dissertação.

No tocante aos limites de projeto, pode-se perceber que tais requisitos foram atendidos, pois as solicitações circunferências e axiais não ultrapassam ou sequer alcançam o limite elástico/limite de escoamento do material do revestimento, uma vez que nas tensões solicitantes foram obtidos os valores máximos:

- Tensão circunferencial: -59,48 MPa (tensões de compressão) e 81,72 MPa (tensões de tração); e
- Tensão axial: -35,20 MPa (tensões de compressão) e 89,44 MPa (tensões de tração).

Sabendo que o limite elástico/escoamento do zircaloy é de aproximadamente 552 MPa após da irradiação (curva A) e 485 MPa (curvas B e C), verificados através da Figura 5.19, podemos perceber que existe grande folga nessas tensões limítrofes. As tensões solicitantes máximas permanecem na zona elástica, pois as tensões axiais e circunferências máximas aplicadas ao revestimento estão abaixo das tensões de escoamento do zircaloy.

Figura 5.19 - Efeito da irradiação por nêutrons nas propriedades de tração do zircaloy.

Fonte: PICKMAN, 1972.

Durante o projeto de uma vareta combustível, uma das maiores preocupações é evitar que ocorram trincas e consequentes falhas no revestimento, que normalmente são oriundas da corrosão ou de rupturas mecânicas, ou até mesmo, de uma combinação de ambos. O aparecimento de tais avarias pode causar danos que venham a inutilizar todo o elemento de combustível, havendo também a possibilidade de uma contaminação do fluido refrigerante com material radioativo.

Atualmente, o material amplamente mais utilizado como revestimento de varetas de combustíveis para reatores de água pressurizada (PWR) é o Zircaloy-4, bem como no caso da simulação do presente dissertação, entretanto, este vem sendo paulatinamente comutado por ligas recentemente elaboradas, no caso do ZIRLO e M5.

As características que tornam o Zircaloy-4 adequado para a devida aplicação em reatores PWR são: sua baixa seção de choque de absorção de nêutrons térmicos e as boas

características na resistência mecânica e a resistência à corrosão, isto quando submetido às condições de operação normal em um reator, ou seja, sofrendo solicitações em condições de irradiação, corrosão e com carregamentos térmicos e mecânicos (PICKMAN, 1972).

5.2 Comparação dos resultados obtidos no caso de análise conceitual utilizando como base um reator de grande porte US-PWR-16x16-LTA

Analogamente como procedido no item 5.1, no objetivo de comparar o desempenho de varetas de combustível cilíndricas de dióxido de urânio e das placas de combustível monolíticas de urânio molibdênio sob irradiação e em condições operacionais no estado estacionário, tem-se os dados de saída dos programas computacionais conforme a Tabela A.3 “Dados de saída FRAPCON (caso 02 - informações nos nós dos picos de potência)” e a Tabela A.4 “Dados de saída PADPLAC (caso 02 - informações nos nós dos picos de potência)”, constantes no Anexo 3 deste trabalho.

5.2.1 Temperatura central e nas extremidades dos combustíveis

Após a devida utilização dos programas com a inserção dos dados de entrada e obtenção dos dados de saída, procede-se uma análise minuciosa nos nós transversais (placa) e axiais (vareta) nos máximos valores, ou seja, nos nós de pico. Assim, podem-se visualizar os gráficos com a temperatura na região central da pastilha e da placa de combustível em função da queima (burnup) para cada incremento de tempo. Estes gráficos são mostrados nas Figuras 5.20 e 5.21. As variações da temperatura nas extremidades da pastilha e da placa de combustível em função da queima são vistas nas Figuras 5.22 e 5.23.

Os perfis de temperatura foram obtidos para densidades de potência máximas, respectivamente, de 22,80 kW/m e 74,79 kW/m para a vareta e para a placa. Após visualizar a variação da temperatura em função das rampas de potência e dos perfis de potência variados, conforme visto nas Figuras 5.20 e 5.21, pode ser aferido que as temperaturas na região central das pastilhas de dióxido de urânio são bem maiores quando comparadas com as das placas de urânio-molibdênio. Tais variações térmicas rondam na casa de 300°C no início da queima, aumentando para, em média, 440°C entre os 300 e 500 dias de queima. Percebe-se que tal variação permanece em média no valor de 330°C do

instante 550 dias até 1243 dias de queima e chegando a de 290°C no final da queima, 1697 dias.

Figura 5.20 – Temperatura central das pastilhas de UO₂ em função da queima (caso 02).

Fonte: Autor da dissertação.

Figura 5.21 – Temperatura central das placas de UMo em função da queima (caso 02).

Fonte: Autor da dissertação.

As mudanças bruscas de temperatura em função da queima e dos dias de queima mostram-se correlacionadas aos perfis de potência e com o detalhamento da potência fornecida ao longo do tempo, ambos utilizados para análise deste caso, uma vez que se

mostram com grandes variações ao longo dos incrementos de tempo, conforme visto nas Tabelas 4.10 e 4.11.

Na região das extremidades, conforme as Figuras 5.22 e 5.23, a diferença das temperaturas nas pastilhas quando superpostas com as placas são bem menos acentuadas que na região central. Iniciam-se com aproximadamente 100°C no início da irradiação nos cinco primeiros incrementos de tempo, ou seja, até 190 dias de queima, apresentando redução para algo em torno de 70°C dos 200 dias até 390 dias de irradiação. Após esse período ocorre uma gradual decrescente até chegar à diferença de 7°C aos 1300 dias de queima.

Figura 5.22 – Temperaturas das extremidades das pastilhas de UO₂ em função da queima (caso 02).

Fonte: Autor da dissertação.

Na região do início de queima das varetas de combustível, vide Figura 5.22, as temperaturas da pastilha decrescem ao longo da irradiação, pois a folga pastilha-revestimento vai se fechando e melhora a condutividade do UO₂ em detrimento da sua piora que deveria acontecer devido à liberação dos gases de fissão. Nessa mesma região o comportamento da placa é mais constante, vide Figura 5.23, pois a liberação de gases é menor mantendo a temperatura praticamente constante.

Numa análise englobando todo o período de queima, pode-se afirmar que o comportamento da placa é mais constante, pois a liberação de gases é menor e mantém a temperatura com sensíveis alterações em todos os incrementos de tempo, isso ocorre

devido a maior condutividade térmica do combustível metálico quando comparada ao do material cerâmico.

Figura 5.23 – Temperaturas das extremidades das placas de UMo em função da queima (caso 02).

Fonte: Autor da dissertação.

Em relação às bases de projeto (limites e condições de projeto) das varetas podemos dizer que foram atendidas, visto que as temperaturas não ultrapassaram o limite de 2500°C para UO₂, chegando ao máximo de 1019 °C.

Nas placas de UMo pode-se observar que a temperatura no cerne da placa de combustível, praticamente, sempre esteve acima dos 420 °C, chegando ao seu máximo patamar aos 547 °C. Esses valores de temperatura alcançados deveriam levar no código PADPLAC a uma alta liberação de gases e, consequentemente, a apresentação de falha na placa de combustível. Os resultados do programa não apresentaram falha da placa, mas como pode ser visto a seguir o modelo de liberação de gases parou de fornecer resultados a partir de 900 dias de queima, indicando a presença de algum tipo de incoerência no modelo e/ou na apresentação dos dados de saída, conforme mostrado na figura 5.24, dados de saída do PADPLAC.

Figura 5.24 – Dados de saída do PADPLAC (caso 02).

QUADRO RESUMO - COMPORTAMENTO TÉRMICO DA PLACA COMBUSTÍVEL

Incremento de Tempo 70 = 1697.000 (dias)

Taxa de Calor Linear Média = 159.490 (kw/m)

Temperatura de entrada do refrigerante = 563.150 (K)

Burnup médio no início do incremento de tempo = 110.2394 (Mwd/kgU)

Burnup médio no final do incremento de tempo = 111.7136 (Mwd/kgU)

Produção de Gases de Fissão e de Hélio:

Gases de fissão: No início do incremento de tempo = ***** (g/moles)

Produção durante o incremento de tempo = ***** (g/moles)

Acumulado no final do incremento de tempo = ***** (g/moles)

Hélio: No início do incremento de tempo = 1.22301006 (g/moles)

Produção durante o incremento de tempo = 0.03138661 (g/moles)

Acumulado no final do incremento de tempo = 1.25439668 (g/moles)

Indice de condicao do gap = 1 --- Inexistência de gap entre combustível/revestimento

No Longit	Temperatura do Refrigerante (K)	Temp. Externa do Revestimento (K)	Temp. Interna do Revestimento (K)	Queda de Temp. no gap (K)	Temp. Sup. Ext. Combust. (K)	Temp. Central Combust. (K)
1	563.925	569.370	602.221	0.00000	602.221	705.248
2	564.775	570.767	606.828	0.00000	606.828	718.604
3	565.566	571.154	604.725	0.00000	604.725	709.621
4	566.423	572.496	608.893	0.00000	608.893	721.448
5	567.212	572.818	606.348	0.00000	606.348	711.007
6	568.068	574.162	610.514	0.00000	610.514	722.819
7	568.855	574.481	607.970	0.00000	607.970	712.393
8	569.673	575.533	610.328	0.00000	610.328	718.271
9	570.459	576.105	609.555	0.00000	609.555	713.748
10	571.159	576.204	606.040	0.00000	606.040	700.112
11	571.339	572.637	580.333	0.00000	580.333	606.765

Fonte: Saída do PADPLAC (Autor da dissertação).

5.2.2 Temperatura no revestimento

Analogamente, foi realizada uma comparação entre as temperaturas na parede externa dos revestimentos, tanto para o caso das pastilhas, quanto para o revestimento utilizado nas placas de combustível. As Figuras 5.25 e 5.26 apresentam as temperaturas obtidas nos dois casos em função da queima (burnup).

Pode ser visto que as temperaturas na parede externa do revestimento das pastilhas de combustível são ligeiramente maiores quando comparadas às das placas de combustível. Essas variações térmicas alcançam, em média, 19°C durante toda a queima do combustível. No início da queima apresenta-se com 11°C, aumentando para seu valor máximo e 23 °C durante o tempo médio de queima e findando-se com a diferença de 21°C no final da queima.

Neste caso a diferença não é tão significativa uma representatividade de aproximadamente de 3,6% até 7% em valores absolutos da variação de temperatura.

Figura 5.25 – Temperaturas nas extremidades dos revestimentos das varetas com pastilhas de UO_2 (caso 02)

Fonte: Autor da dissertação.

Figura 5.26 – Temperaturas nas extremidades dos revestimentos das placas de UMo (caso 02)

Fonte: Autor da dissertação.

As bases de projeto (limites e condições de projeto) das varetas foram atendidas, pois as deformações no revestimento das varetas de dióxido de urânio respeitaram os limites de projeto, visto que em nenhum momento o limite de deformação total (menores que 1%), resultante da deformação plástica e a elástica, foi atingido conforme dados de saída do código FRAPCON mostrado na Figura 5.27.

Nesta mesma análise, verificando os dados de saída do PADPLAC, conforme Figura 5.24, verificou-se que não houve liberação excessiva de gases, assim não havendo deformação convexa da placa de revestimento que acarretaria em um estreitamento do canal de refrigeração ou existência de um *gap* entre a superfície do combustível e a superfície interna do revestimento, conforme assunto abordado no item anterior.

Figura 5.27 – Deformação no revestimento (caso 02).

-----cladding strains,percent-----			
radial	hoop		axial
id	id	od	
1.1899	-0.7361	-0.7361	0.0157
0.7298	-0.5009	-0.5009	0.3594
0.5844	-0.4350	-0.4350	0.4432
0.6241	-0.4673	-0.4673	0.4383
0.6549	-0.4701	-0.4701	0.4117
0.6548	-0.4740	-0.4740	0.4178
0.6643	-0.4716	-0.4716	0.4077
0.6479	-0.4671	-0.4671	0.4217
0.6076	-0.4572	-0.4572	0.4546
0.5909	-0.4501	-0.4501	0.4667
0.6487	-0.5000	-0.5000	0.4611
1.0636	-0.7090	-0.7090	0.2477

Fonte: Saída do FRAPCON (Autor da dissertação).

5.2.3 Temperatura no refrigerante

Foi realizada uma comparação das temperaturas de saídas do líquido refrigerante com o intuito de verificar a eficiência da geração e transferência de calor por parte das placas de UMo, visto que tais propriedades já são consagradas nas aplicações com varetas de UO₂. As Figuras 5.28 e 5.29 apresentam a comparação entre as temperaturas de saída para os dois casos de combustível analisados, expressas em função da queima.

Pode-se visualizar que as temperaturas de saída do líquido refrigerante são sensivelmente maiores no reator tipo vareta quando comparadas com o reator tipo placa. Essas variações térmicas apresentam-se com a cerca de 9 °C durante todo o período de irradiação. No início da queima apresenta-se com 7°C, aumentando para aproximadamente para 14°C nos instantes 300 a 320 dias, representando sua diferença máxima. Finalizada com uma variação de 8°C no instante 1697 dias, no final da irradiação.

Figura 5.28 – Temperaturas da saída do refrigerante das varetas com pastilhas de UO_2 em função da queima (caso 02).

Fonte: Autor da dissertação.

Figura 5.29 – Temperaturas da saída do refrigerante das placas com cerne de UMo em função da queima (caso 02).

Fonte: Autor da dissertação.

Com base nestes dados das variações de temperatura podemos ressaltar que houve reduzidas diferenças, apresentadas com a variação mínima de 2,0% até a máxima de 4,4%, mostrando provável eficiência e eficácia na implantação das placas de combustível para operação na potência nominal analisada.

5.2.4 Liberação de gases de fissão (caso 02)

No que se refere ao percentual liberado de gases de fissão para as varetas de dióxido de urânio, o experimento obteve um valor 1,78% do total de gás produzido no final de vida da vareta de combustível (queima aproximada de 56,11 MWd/kgU), vide Figura 5.30.

Conforme explicado em 5.1.4 e utilizando os preceitos para o modelo implementado, não existiu a ocorrência de falha no revestimento para a queima analisada e não ocorreu nenhuma falha no revestimento devido ao inchamento do combustível e a pressão interna máxima na vareta deve ser menor do que a pressão nominal do refrigerante, visto que a pressão máxima na queima de 56,11 MWd/kgU na vareta de combustível foi de 1230 psi ou 84,8 bar, à medida que a pressão do refrigerante foi de 1885 psi ou 130 bar.

Figura 5.30 – Liberação de gases de fissão em função da queima (vareta – caso 02)

Fonte: Autor da dissertação.

A Figura 5.31 mostra os dados obtidos na análise realizada nas placas de combustível. Assim, foi verificado um acúmulo, no final dos incrementos de tempo, de 197,85 g/moles de gases de fissão no incremento de tempo 36, representado por 905,4 dias. Infelizmente, a partir deste instante, não foi possível conhecer a evolução de tal quesito em virtude de uma falha na apresentação dos dados de saída gerada pelo código PADPLAC-UMo, uma vez que não são apresentados os resultados finais ou intermediários da

liberação de gases de fissão ao longo da irradiação, conforme visto na Figura 5.32. Esse erro apresentado no cálculo da liberação de gases pode ter interferido nos cálculos de temperatura e queima efetuados pelo programa PADPLAC-UMo. Tal ocorrência pode ser balizada pelas grandes variações dos perfis de potência fornecida ao longo dos incrementos do tempo, vide Tabelas 4.10 e 4.11, e pela respectiva queima relacionada aos mesmos, que alcançou valores altos para a análise em questão.

Em virtude de tal fato, deve ser conduzida uma análise, além deste trabalho, para verificar os motivos do modelo de liberação de gases não apresentar resultados após 900 dias de queima e a não interferência do modelo de liberação de gases de fissão no modelo do cálculo de temperatura na placa combustível.

Figura 5.31 – Liberação de gases de fissão ao longo do tempo (placa – caso 02).

Fonte: Autor da dissertação.

Ainda na análise realizada nas placas de combustível, foi verificado um acúmulo, no final dos incrementos de tempo, de 1,25 g/moles de gás hélio. Tais dados são apresentados na Figura 5.33.

Para as placas de urânio-molibdênio pode-se ressaltar que nem todo o gás de fissão que é produzido é liberado, sendo que boa parte deste fica retida no interior do combustível, conforme citado em 5.1.4. Neste introito, sabendo que 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.

Figura 5.32 – Interface dos dados de saída do PADPLAC-UMo apresentando pequena falha na apresentação dos resultados da simulação.

***** QUADRO RESUMO - COMPORTAMENTO TÉRMICO DA PLACA COMBUSTÍVEL *****						
Incremento de Tempo 37 = 919.800 (dias)			Taxa de Calor Linear Média = 230.420 (kW/m)			
Temperatura de entrada do refrigerante = 563.150 (K)						
Burnup médio no início do incremento de tempo = 69.3614 (MWd/kgU)						
Burnup médio no final do incremento de tempo = 70.4973 (MWd/kgU)						
Produção de Gases de Fissão e de Hélio:						
Gases de fissão: No início do incremento de tempo = ***** (g/moles)						
Produção durante o incremento de tempo = ***** (g/moles)						
Acumulado no final do incremento de tempo = ***** (g/moles)						
Hélio: No início do incremento de tempo = 0.47808456 (g/moles)						
Produção durante o incremento de tempo = 0.02457780 (g/moles)						
Acumulado no final do incremento de tempo = 0.50266236 (g/moles)						
Índice de condição do gap = 1 --- Inexistência de gap entre combustível/revestimento						
No Longit	Temperatura do Refrigerante (K)	Temp. Externa do Revestimento (K)	Temp. Interna do Revestimento (K)	Queda de Temp. no gap (K)	Temp. Sup. Ext. Combust. (K)	Temp. Central Combust. (K)
1	563.947	569.548	603.332	0.00000	603.332	708.937
2	565.113	573.336	622.702	0.00000	622.702	769.169
3	566.283	574.562	624.117	0.00000	624.117	770.950
4	567.456	575.795	625.539	0.00000	625.539	772.735
5	568.606	576.809	625.582	0.00000	625.582	770.238
6	569.748	577.933	626.433	0.00000	626.433	770.296

Fonte: Autor da dissertação.

A alta densidade de potência utilizada para o combustível tipo placa pode ter levado a que o modelo de liberação de gases implantado no código PADPLAC-UMo tenha apresentado algum tipo de limitação e sendo assim o resultado a partir de 900 dias não foi apresentado. A formação desta folga está fortemente relacionada ao comportamento térmico e mecânico da placa de combustível e, deste modo, está diretamente ligado ao processo de falha da mesma.

Neste caso de análise em lide houve ultrapassagem da temperatura limítrofe em praticamente todo o período de irradiação, onde a temperatura no cerne do combustível excedeu os 420 °C, chegando até a máxima de 547 °C. O modelo implementado no código PADPLAC-UMo para a ocorrência de falha neste quesito não acusou o surgimento de uma folga entre a superfície do combustível e do revestimento e combustível. Também, de acordo com os dados de saída do PADPLAC-UMo, não houve constatação de liberação excessiva de gases, de forma a não haver o comprometimento da operação da placa de

combustível, conforme mostrado na figura 5.32, dados de saída do PADPLAC. Tal assunto fora abordado em detalhes no item 5.1.1.

Figura 5.33 – Liberação de gás He em função da queima (caso 02).

Fonte: Autor da dissertação.

5.2.5 Tensões circunferencial e axial na pastilha

Para as tensões circunferenciais e axiais no revestimento da pastilha foi verificado que devido às rampas de potência aplicadas durante a operação do reator, as tensões variaram inicialmente de tensões de compressão para tensões de tração. Como mostrado nas Figuras 5.34 e 5.35 os valores negativos sinalizam tensões compressivas no início da irradiação e após a interação pastilha-revestimento elas se tornam tensões trativas.

No tocante aos limites de projeto, podemos perceber que tais requisitos foram atendidos, pois não ultrapassam nem alcançam o limite elástico/limite de escoamento do revestimento, uma vez que nas tensões axiais e superficiais foram obtidos os valores máximos:

- Tensão circunferencial: -79,79 MPa (tensões de compressão) e 122,75 MPa (tensões de tração); e
- Tensão axial: -45,40 MPa (tensões de compressão) e 134,31 MPa (tensões de tração).

Sabendo que o limite elástico/escoamento do zircaloy é de aproximadamente 552 MPa após da irradiação (curva A) e 485 MPa (curvas B e C), obtidos através da figura 5.26, podemos perceber que existe grande folga nessas tensões limítrofes. As tensões solicitantes máximas permanecem na zona elástica, pois as tensões axiais e circunferências máximas aplicadas ao revestimento estão abaixo das tensões de escoamento do zircaloy.

Figura 5.34 – Tensão circunferencial no revestimento da vareta de combustível ao longo do tempo (caso 02).

Fonte: Autor da dissertação.

Figura 5.35 – Tensão axial no revestimento da vareta de combustível ao longo do tempo (caso 02).

Fonte: Autor da dissertação.

6 CONCLUSÃO

Uma análise comparativa em termos do desempenho sob irradiação de varetas de combustível cilíndricas de dióxido de urânio e placas de combustível monolíticas de urânio molibdênio em reatores à água leve pressurizada foi efetuada utilizando, respectivamente, os códigos de desempenho do combustível FRAPCON e PADPLAC-UMo.

A análise mostra que a placa de combustível em relação à vareta de combustível apresentou uma maior densidade de potência nos casos analisados e apresentou melhor transferência de calor para o refrigerante, levando a uma redução das temperaturas no combustível. A maior densidade de potência permite a produção de núcleos com placas de combustível mais compactas.

No caso do reator de pequeno porte de 58 MW analisado, a diferença de densidade de potência em relação à placa combustível (38,36 kW/m) e a vareta de combustível (11,70 kW/m) não deteriora o desempenho da planta. Mesmo com maiores densidades de potência, o combustível do tipo placa apresentou menores temperaturas, embora tenha atingido o seu limite de projeto em relação a sua temperatura de operação (420 °C). Nenhum limite de projeto foi atingido no combustível do tipo vareta. O código PADPLAC-UMo não efetua cálculos mecânicos, como os proporcionados pelo código FRAPCON, mas pode-se afirmar que a segurança da planta é aumentada no caso dos reatores com combustível do tipo placa, devido à maior capacidade de resistir a esforços e carregamentos dinâmicos quando comparado à resistência das varetas de combustível.

No caso do reator de potência PWR analisado, a densidade de potência de 22,80 kW/m foi aplicada na vareta de combustível e a de 74,79 kW/m na placa de combustível. Os resultados proporcionados pelo programa PADPLAC-UMo mostraram que as temperaturas atingidas na placa de combustível ultrapassaram o limite de projeto de 420°C em grande parte do tempo de irradiação e que o modelo de liberação dos gases de fissão não apresentou resultados para dias de operação superiores a 900. Entretanto, a falta da apresentação desses resultados na interface de saída da simulação não impediu o código de apresentar resultados para as temperaturas no combustível, no revestimento e no líquido refrigerante. Na conversão das densidades de potência para o reator de potência com combustíveis do tipo placa e do tipo vareta foi usado o mesmo fator de escala anteriormente proposto para o reator de pequeno porte. Esse fator de escala levou a uma

alta densidade de potência na placa de combustível, que pode ter gerado falhas no modelo de liberação de gases a partir de 900 dias de operação do reator e/ou falha na interface de apresentação dos dados de saída do programa. Nesse caso, para o reator com combustível tipo vareta nenhum limite de projeto foi atingido.

Na elaboração e desenvolvimento do trabalho, foi possível obter uma correta compreensão dos diversos fenômenos que se manifestam durante a operação de varetas e placas de combustível em seus respectivos reatores. Foi fundamental o entendimento da estrutura lógica dos programas computacionais FRAPCON e PADPLAC, além de se conseguir o conhecimento mínimo necessário para a elaboração dos respectivos arquivos de dados de entrada e a execução destes programas.

6.1 Trabalhos futuros

Verificar os modelos de liberação de gases do programa PADPLAC-UMo para analisar os motivos para a não apresentação dos resultados após um tempo de operação de 900 dias. Verificar se existe alguma limitação a determinados níveis de densidade de potência. Analisar a influência dos gases liberados no modelo do cálculo de temperatura do cerne combustível, uma vez que esses gases deveriam alterar a condutividade térmica do combustível e verificar a interferência entre o modelo de liberação de gases.

Seria importante para abalizar trabalhos futuros a implementação de um modelo mecânico no PADPLAC-UMo para cálculo das tensões e deformações na placa de combustível.

Analisar com o programa PADPLAC diferentes densidades de potência que pudessem proporcionar a utilização de placas de combustíveis em reatores de potência de grande porte, sem ultrapassagem dos limites para esse tipo de combustível.

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.
- 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. *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 Fluidos – Fundamentos e Aplicações*. 3ª edição. McGraw Hill Editora. 2015. 990 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.
- GEELHOOD, K. J.; LUSCHER, W. G.; BEYER, C. E., “*FRAPCON 3.4: A Computer Code for the Calculation of Steady-State Thermal-Mechanical Behaviour of Oxide Fuel Rods for High Burnup*.” NUREG/CR-7022, Vol. 1. PNNL-19418, 2011. 134 p.

GEELHOOD, K. J.; LUSCHER, W.G.; BEYER, C.E.; CUTA, J.M., “**FRAPTRAN 1.4: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods**”. NUREG/CR-7023, Vol. 1. PNNL-19400, 2011. 165p.

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.

HANNERZ, K.; VESTERLUND, G., “**Zircaloy Cladding Mechanical Properties**” Nuclear Engineering and Design. Vol. 33. 1975. Pg. 205-218.

HARDING, J. H.; MARTIN, D. G. “**Recommendation for the Thermal Conductivity of UO₂**” Journal of Nuclear Materials, 166, 1989, pp. 223-226.

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**. 25^o International Meeting on Reduced Enrichment for Research Reactors. 2003. 12 p.

IAEA – INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. **Nuclear Power Reactors in the World**. 2019 Edition. 86 p.

JERNKVIST, L. O.; MASSIH, A. “Evaluation of the FRAPCON-3 Computer Code.” SKI Report 02:29. ISSN 1104-1374, 2002. 49 p.

LUCUTA, P. G.; MATZKE, H. S.; HASTINGS, I. J. “**A Pragmatic Approach to Modeling Thermal Conductivity of Irradiated UO₂ Fuel: Review and Recommendations**,” Journal of Nuclear Material, Volume 232, 1996, pp. 166-180.

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**. 7^a 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.

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, N° 2. 2014. 14 p.

MEYER, M. K. et al. ***Metallographic Analysis of Irradiated RERTR-3 Fuel Test Specimens.*** Argonne National Laboratory. 2000. Presented in 2000 International RERTR Meeting. 13 p.

NORTHWOOD, D.O, LONDON, I.M, BAHEN, L.E. ***Elastic Constants of Zirconium Alloys.*** Journal of Nuclear Materials 55. 1977. 11 p.

PICKMAN, D. O., “***Properties of Zircaloy Cladding***” Nuclear Engineering and Design. Vol. 21. 1972. Pg. 212-236.

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.

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. Tese de Doutorado. IPEN-USP. 2019. 140 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.

SILVA, B. R. *Manual de Termodinâmica e Transmissão de Calor*. Grêmio Politécnico. 1980. 290 p.

ROBINSON, A. B. *Irradiation Performance of U-Mo Alloy Based Monolithic Plate-Type – Design Selection Update*. Idaho National Laboratory. INL/EXT-09-16807. 2013. 87 p.

TERREMOTO, L. A. A., “*Danos de Irradiação em Materiais Cristalinos*”. Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares – IPEN, São Paulo. 2012. 39p.

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..

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. N° 2. April 2014. 22 p.

VAN UFFELEN, P. *Modelling of Nuclear Fuel Behaviour. European Commission*. Institute for Transuranium Elements. EUR 22321 EN. 2006. 64p.

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.

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 Design*. 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 e do FRAPCON 3.5.

Parte 1 - Dados de Entrada PADPLAC-UMo (*dados01_entrada.dat*)

```
*****
!          PADPLAC-UMo - PROGRAMA PARA ANÁLISE DO DESEMPENHO EM REGIME PERMANENTE          *
!          DE PLACAS COMBUSTÍVEIS MONOLÍTICAS DE URÂNIO-MOLIBDÊNIO                        *
!*****
!          ARQUIVO DE DADOS DE ENTRADA                                                    -
!-----
!  CASO: Irradiacao do caso 01                                                            -
!  DESCRIÇÃO: Reator de 58 MW                                                            -
!-----
$padplc
Caso='Comparação Vareta x Placa 01 (6 anos de queima)',
IncTemp=45, NosLong=11, NosTrans=11, RelatDadosEnt=0, RelatSaida=0,
Pressao=45*130., TempEntRef=45*538.15, FluxoMassa=45*0.297, NumGas100Fis=31.0,
Lpc=0.11, Lnc=0.09, Leld=0.01, Lele=0.01, Cpc=1.08, Cnc=1.0,
Cei=0.04, Ces=0.04, Erv=0.0002, Enc=0.002, Ecr=0.003, Fa=1.00,
Incrust_tempo=10*0.0, 10*1.0e-5, 10*5e-5, 15*1e-4,
Camada_oxido_tempo=10*0.0, 10*1.0e-5, 10*5e-5, 15*1e-4,
TempoAcum=
  0.2, 50.0, 100.0, 150.0, 200.0, 250.0, 300.0, 350.0, 400.0, 450.0, 500.0,
  550.0, 600.0, 650.0, 700.0, 750.0, 800.0, 850.0, 900.0, 950.0, 1000.0,
  1050.0, 1100.0, 1150.0, 1200.0, 1250.0, 1300.0, 1350.0, 1400.0, 1450.0,
  1500.0, 1550.0, 1600.0, 1650.0, 1700.0, 1750.0, 1800.0, 1850.0, 1900.0,
  1950.0, 2000.0, 2050.0, 2100.0, 2150.0, 2190.0,
TxMedCalorLin=5*28.0, 5*30.0, 5*32.0, 5*34.0, 5*35.0, 5*36.0, 5*37.0, 10*38.36,
DistFlux=0,
NumPerfisPot=4,
NumParesQZ=12,12,10,10
PerfilPotTmpAc=10*1,10*2,10*3,15*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
```

Parte 2 - Dados de Entrada FRAPCON 3.5 (dados02_entrada.dat.)

```
*****
*          FRAPCON-3, steady-state fuel rod analysis code          *
*-----*
*
* CASE DESCRIPTION: Comparação Vareta x Placa 01 (6 anos de queima) *
*
* UNIT      FILE DESCRIPTION                                       *
* ----      -----*-----Output:                                *
*
*      Output :                                                    *
*      6      STANDARD PRINTER OUTPUT                             *
*
*      Scratch:                                                    *
*      5      SCRATCH INPUT FILE FROM ECH01                       *
*
* Input:     FRAPCON-3 INPUT FILE (UNIT 55)                       *
*
*****
* GOESINS:
FILE05='nullfile', STATUS='UNKNOWN', FORM='FORMATTED',
      CARRIAGE CONTROL='NONE'
*
* GOESOUTS:
FILE06='Caso_01_Vareta_Placa.out',
      STATUS='UNKNOWN', CARRIAGE CONTROL='LIST'
FILE66='sprintf.Caso_01_Vareta_Placa.plot',
      STATUS='UNKNOWN', FORM='FORMATTED', CARRIAGE CONTROL='LIST'
/*****
Comparação Vareta x Placa 01 - 6 anos
$frpcn
im=45, nr=11, ngasr=45, na=11,
$end
$frpcon
dco=0.382, thkcld=0.025, thkgap=0.0035, totl=3.28, cpl=3.3465,
dspg=0.33, dspgw=0.055, vs=8,
hplt=0.390, rc=0, hdish=0.0135, dishsd=0.1,
enrch=4.3, imox=0, comp=0, ifba=0, b10=0, zrb2thick=0, zrb2den=90,
fotmtl=2, gadoln=0, ppmh2o=0, ppmn2=0,
den= 94, deng=2, roughf=0.00007874, rsnt=103, tsint=3092,
icm=4, zr2vintage=1, cldwks=0.5, roughc=0.000027559, catexf=0.05, chorg=10,
fgpav=400.0, idxgas=1, nunits=1,
iplant=-2, pitch=0.50, icor=0, crdt=0, crdtr=0, flux=0.094e17,
crephr=10, sgapf=31, slim=0.05, qend=0.3, ngasmod=2,
jdlpr=0, nopt=0, nplot=1, ntape=1, nread=0, nrestr=0,
ProblemTime=
0.2, 50.0, 100.0, 150.0, 200.0, 250.0, 300.0, 350.0, 400.0, 450.0, 500.0,
550.0, 600.0, 650.0, 700.0, 750.0, 800.0, 850.0, 900.0, 950.0, 1000.0,
1050.0, 1100.0, 1150.0, 1200.0, 1250.0, 1300.0, 1350.0, 1400.0, 1450.0,
1500.0, 1550.0, 1600.0, 1650.0, 1700.0, 1750.0, 1800.0, 1850.0, 1900.0,
1950.0, 2000.0, 2050.0, 2100.0, 2150.0, 2190.0,
qmpy(1)= 5*2.6, 5*2.79, 5*2.98, 5*3.16, 5*3.25, 5*3.35, 5*3.44, 10*3.57,
nsp=0,
p2= 1885.49,tw= 509, go= 8.11e5,
iq=0, fa=1.0,
jn(1)= 12, 12, 10, 10,
jst(1)= 10*1, 10*2, 10*3, 15*4,
```

```

x(1)=
0.0, 0.2706, 0.738, 1.066, 1.394, 1.64, 1.886, 2.214, 2.46, 2.706, 3.034, 3.28,
x(13)=
0.0, 0.2706, 0.738, 1.066, 1.394, 1.64, 1.886, 2.214, 2.46, 2.706, 3.034, 3.28,
x(25)=
0.0, 0.364, 0.728, 1.092, 1.456, 1.82, 2.184, 2.549, 2.91, 3.28,
x(35)=
0.0, 0.364, 0.728, 1.092, 1.456, 1.82, 2.184, 2.549, 2.91, 3.28,
qf(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,
qf(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,
qf(25)=
0.56, 0.74, 1.02, 1.06, 1.11, 1.11, 1.06, 1.02, 0.74, 0.56,
qf(35)=
0.57, 0.75, 1.03, 1.07, 1.12, 1.12, 1.07, 1.03, 0.75, 0.57,

$end

```

Parte 3 - Datos de Entrada FRAPCON 3.5 (datos03_entrada.dat.)

```

*****
*      * FRAPCON-3, steady-state fuel rod analysis code      *
*      *
*      *
*      CASE DESCRIPTION: US-16x16 Vareta TSQ002      *
*      *
*UNIT  FILE DESCRIPTION *
*      Output: *
*      Output : *
* 6      STANDARD PRINTER OUTPUT      *
*      Scratch: *
* 5      SCRATCH INPUT FILE FROM ECH01      *
*Input: FRAPCON3 INPUT FILE (UNIT 55)      *
*      *
*****
* GOESINS:
FILE05='nullfile', STATUS='UNKNOWN', FORM='FORMATTED',
      CARRIAGE CONTROL='NONE'
*
* GOESOUTS:
FILE06='TSQ002.out',
      STATUS='UNKNOWN', CARRIAGE CONTROL='LIST'
FILE66='stripf.tsq002.plot',
      STATUS='UNKNOWN', FORM='FORMATTED', CARRIAGE CONTROL='LIST'
/*****
US-16x16 Vareta TSQ002
$frpcn
im = 70, na = 12, nr = 17,
ngasr = 45,
$end
$frpcon
cpl=10.7, crdt=0.2, crdtr=0.0, dco=0.382, thkcld=0.025, thkgap = 0.0035,
den=95.0, dishsd = 0.1, dspg = 0.33, dspgw=0.055,enrch=3.48,fgpav=380.0,
hdish=0.0135, hplt=0.390,icm=4,pitch=0.50,
icor = 0, idxgas=1, nplot=1, iplant=-2, iq=0, jdlpr= 0, fa=1.0,
jn = 25,25,25,24,24,

```

```

totl = 12.5, roughc = 2e-5, roughf = 3e-5, vs = 8.0, nunits = 1, rsntx = 150.,
flux(1) = 13*0.26e17,
p2 = 70*2250.0, tw = 70*554., go = 70*4.35e6,
nsp=1,
jst = 9*1, 11*2, 17*3, 14*4, 19*5,
qf(1) = 0.54, 0.83, 1.03, 1.10, 1.14, 1.14, 1.12, 1.11, 1.10, 1.08, 1.07,
1.06, 1.06, 1.06, 1.05, 1.05, 1.06, 1.07, 1.07, 1.07, 1.06, 1.00, 0.93, 0.73, 0.46,
x(1) = 0, 0.75, 1.25, 1.75, 2.25, 2.75, 3.25, 3.75, 4.25, 4.75, 5.25, 5.75,
6.25, 6.75, 7.25, 7.75, 8.25, 8.75, 9.25, 9.75, 10.25, 10.75, 11.25, 11.75, 12.5,
qf(26) = 0.58, 0.86, 1.02, 1.06, 1.09, 1.10, 1.09, 1.09, 1.09,
1.08, 1.08, 1.07, 1.07, 1.07, 1.07, 1.06, 1.06, 1.06, 1.06, 1.05, 1.04,
1.00, 0.95, 0.87, 0.52,
x(26) = 0, 0.75, 1.25, 1.75, 2.25, 2.75, 3.25, 3.75, 4.25, 4.75, 5.25, 5.75,
6.25, 6.75, 7.25, 7.75, 8.25, 8.75, 9.25, 9.75, 10.25, 10.75, 11.25, 11.75, 12.5,
qf(51) = 0.63, 0.90, 1.04, 1.07, 1.09, 1.08, 1.07, 1.07, 1.06,
1.05, 1.04, 1.04, 1.04, 1.04, 1.03, 1.04, 1.04, 1.04, 1.05, 1.05, 1.04,
1.02, 0.97, 0.83, 0.56,
x(51) = 0, 0.75, 1.25, 1.75, 2.25, 2.75, 3.25, 3.75, 4.25, 4.75, 5.25, 5.75,
6.25, 6.75, 7.25, 7.75, 8.25, 8.75, 9.25, 9.75, 10.25, 10.75, 11.25, 11.75, 12.5,
qf(76) = 0.61, 0.81, 0.95, 1.02, 1.06, 1.07, 1.06, 1.06, 1.06,
1.05, 1.06, 1.06, 1.06, 1.07, 1.08, 1.08, 1.10, 1.11, 1.13, 1.12, 1.07,
0.99, 0.84, 0.61,
x(76) = 0, 0.52, 0.83, 1.16, 1.65, 2.28, 2.87, 3.50, 4.15,
4.78, 5.37, 6.00, 6.65, 7.28, 7.87, 8.50, 9.15, 9.78, 10.37, 11.00, 11.82, 12.13, 12.5,
qf(100) = 0.69, 0.82, 0.94, 1.00, 1.03, 1.04, 1.04, 1.04, 1.04,
1.05, 1.05, 1.05, 1.05, 1.06, 1.06, 1.07, 1.08, 1.09, 1.09, 1.09, 1.06, 1.01, 0.88, 0.75,
x(100) = 0, 0.52, 0.83, 1.16, 1.65, 2.28, 2.87, 3.50, 4.15,
4.78, 5.37, 6.00, 6.65, 7.28, 7.87, 8.50, 9.15, 9.78, 10.37, 11.00, 11.82, 12.13, 12.5,
ProblemTime= 9.8, 68.7, 91.5, 139.6, 187.7, 209.8, 236.6, 263.0, 292.3,
307.2, 321.0, 334.7, 362.2, 389.7, 417.0, 444.4, 471.7, 499.0, 526.2, 548.7,
553.3, 561.3, 570.7, 586.2, 605.9, 621.4, 639.0, 668.9, 696.3, 726.5,
756.4, 786.2, 813.9, 843.2, 886.4, 905.4, 919.8,
926.6, 933.5, 947.2, 974.9, 1002, 1030, 1057, 1085, 1112, 1140, 1168, 1196, 1223, 1243,
1249, 1256, 1270, 1296, 1322, 1350, 1376, 1403, 1430, 1456, 1483, 1510, 1537,
1563, 1590, 1617, 1644, 1670, 1697,
qmpy = 3.28, 4.34, 4.31, 4.3, 4.32, 4.29, 4.32, 4.35, 2.88,
6.95, 6.95, 6.91, 6.84, 6.8, 6.76, 6.73, 6.7, 6.68, 6.65, 6.62,
5.95, 5.95, 5.76, 5.78, 5.86, 5.87, 5.81, 5.79, 5.77, 5.75,
5.72, 5.68, 5.68, 5.62, 4.8, 5.05, 5.62,
4.37, 4.41, 4.4, 4.37, 4.38, 4.39, 4.4, 4.42, 4.43, 4.4, 4.4, 4.4, 4.4,
2.75, 2.97, 2.82, 2.88, 2.92, 3.01, 3.09, 3.14, 3.21, 3.27,
3.33, 3.39, 3.46, 3.52, 3.59, 3.66, 3.69, 3.82, 3.89,
slim = .05,
$end

```

Parte 4 - Dados de Entrada PADPLAC-UMo (dados04_entrada.dat.)

```
!*****
!          PADPLAC-UMo - PROGRAMA PARA ANÁLISE DO DESEMPENHO EM REGIME PERMANENTE          *
!          DE PLACAS COMBUSTÍVEIS MONOLÍTICAS DE URÂNIO-MOLIBDÊNIO                        *
!*****
!-----
!          ARQUIVO DE DADOS DE ENTRADA                                                    -
!-----
!  CASO: Irradiação do caso 02                                                            -
!          DESCRIÇÃO:      Caso      conceitual      -      Reator      de      Grande      Porte
-
!-----
$padplc
Caso='Comparação Vareta x Placa 01 (4.6 anos de queima)',
IncTemp=70, NosLong=11, NosTrans=11, RelatDadosEnt=0, RelatSaida=0,
Pressao=70*155.13, TempEntRef=70*563.15, FluxoMassa=70*1.593, NumGas100Fis=31.0,
Lpc=0.11, Lnc=0.09, Leld=0.01, Lele=0.01, Cpc=3.89, Cnc=3.81,
Cei=0.04, Ces=0.04, Erv=0.0002, Enc=0.002, Ecr=0.003, Fa=1.00,
Incrust_tempo=15*0.0, 15*1.0e-5, 15*5e-5, 25*1e-4,
Camada_oxido_tempo=15*0.0, 15*1.0e-5, 15*5e-5, 25*1e-4,

TempoAcum= 9.8, 68.7, 91.5, 139.6, 187.7, 209.8, 236.6, 263.0, 292.3,
307.2, 321.0, 334.7, 362.2, 389.7, 417.0, 444.4, 471.7, 499.0, 526.2, 548.7,
553.3, 561.3, 570.7, 586.2, 605.9, 621.4, 639.0, 668.9, 696.3, 726.5,
756.4, 786.2, 813.9, 843.2, 886.4, 905.4, 919.8,
926.6, 933.5, 947.2, 974.9, 1002, 1030, 1057, 1085, 1112, 1140, 1168, 1196, 1223, 1243,
1249, 1256, 1270, 1296, 1322, 1350, 1376, 1403, 1430, 1456, 1483, 1510, 1537,
1563, 1590, 1617, 1644, 1670, 1697,

TxMedCalorLin= 134.48, 177.94, 176.71, 176.3, 177.12,
175.89, 177.12, 178.35, 118.08, 284.95, 284.95, 283.31,
280.44, 278.8, 277.16, 275.93, 274.7, 273.88, 272.65, 271.42, 243.95,
243.95, 236.16, 236.98, 240.26, 240.67, 238.21, 237.39, 236.57, 235.75,
234.52, 232.88, 232.88, 230.42, 196.8, 207.05, 230.42, 179.17, 180.81, 180.4,
179.17, 179.58, 179.99, 180.4, 181.22, 181.63, 180.4, 180.4, 180.4, 180.4,
180.4, 112.75, 121.77, 115.62, 118.08, 119.72, 123.41, 126.69, 128.74, 131.61,
134.07, 136.53, 138.99, 141.86, 144.32, 147.19, 150.06, 151.29, 156.62, 159.49,

DistFlux=0,
NumPerfisPot=5,
NumParesQZ=25, 25, 25, 24, 24,
PerfilPotTmpAc=9*1, 11*2, 17*3, 14*4, 19*5,

RzCalorLinearZ(1)=0.54, 0.83, 1.03, 1.10, 1.14, 1.14, 1.12, 1.11, 1.10, 1.08, 1.07,
1.06, 1.06, 1.06, 1.05, 1.05, 1.06, 1.07, 1.07, 1.07, 1.06, 1.00, 0.93, 0.73, 0.46,

RzCalorLinearZ(26)=0.58, 0.86, 1.02, 1.06, 1.09, 1.10, 1.09, 1.09, 1.09,
1.08, 1.08, 1.07, 1.07, 1.07, 1.07, 1.06, 1.06, 1.06, 1.06, 1.05, 1.04,
1.00, 0.95, 0.87, 0.52,

RzCalorLinearZ(51)= 0.63, 0.90, 1.04, 1.07, 1.09, 1.08, 1.07, 1.07, 1.06,
1.05, 1.04, 1.04, 1.04, 1.04, 1.03, 1.04, 1.04, 1.04, 1.05, 1.05, 1.04,
1.02, 0.97, 0.83, 0.56,

RzCalorLinearZ(76)=0.61, 0.81, 0.95, 1.02, 1.06, 1.07, 1.06, 1.06, 1.06,
1.05, 1.06, 1.06, 1.06, 1.07, 1.08, 1.08, 1.10, 1.11, 1.13, 1.12, 1.07,
```

```

0.99,0.84,0.61,

RzCalorLinearZ(100)= 0.69,0.82,0.94,1.00,1.03,1.04,1.04,1.04,1.04,
1.05,1.05,1.05,1.05,1.06,1.06,1.07,1.08,1.09,1.09,1.09,1.06,1.01,0.88,0.75,

ElevZ(1)= 0.0, 0.2286, 0.381, 0.5334, 0.6858, 0.8382, 0.9906, 1.143,
1.2954, 1.4478, 1.6002, 1.7526, 1.905, 2.0574, 2.2098, 2.3622,
2.5146, 2.667, 2.8194, 2.9718, 3.1242 ,3.2766, 3.429, 3.5814, 3.81,

ElevZ(26)=0.0, 0.2286, 0.381, 0.5334, 0.6858, 0.8382, 0.9906, 1.143,
1.2954, 1.4478, 1.6002, 1.7526, 1.905, 2.0574, 2.2098, 2.3622,
2.5146, 2.667, 2.8194, 2.9718, 3.1242 ,3.2766, 3.429, 3.5814, 3.81,

ElevZ(51)=0.0, 0.2286, 0.381, 0.5334, 0.6858, 0.8382, 0.9906, 1.143,
1.2954, 1.4478, 1.6002, 1.7526, 1.905, 2.0574, 2.2098, 2.3622,
2.5146, 2.667, 2.8194, 2.9718, 3.1242 ,3.2766, 3.429, 3.5814, 3.81,

ElevZ(76)=0.0, 0,158496,
0.252984, 0.353568, 0.50292, 0.694944, 0.874776, 1.0668, 1.26492,
1.456944, 1.636776, 1.8288, 2.02692, 2.218944, 2.398776, 2.5908,
2.78892, 2.980944, 3.160776, 3.3528, 3.602736, 3.697224, 3.75, 3.81,

ElevZ(100)=0.0, 0,158496,
0.252984, 0.353568, 0.50292, 0.694944, 0.874776, 1.0668, 1.26492,
1.456944, 1.636776, 1.8288, 2.02692, 2.218944, 2.398776, 2.5908,
2.78892, 2.980944, 3.160776, 3.3528, 3.602736, 3.697224, 3.75, 3.81,

&end

```

ANEXO 2

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)

Fonte: REIS,2019

ANEXO 3

Tabela A.1 – Dados de saída FRAPCON (caso 01 - informações nos nós dos picos de potência)

TIME STEP	Tempo	Burnup	Temperatura Centro da Pastilha	Temperatura Extremidade da Pastilha	Temperatura na Extremidade do Revestimento	Temperatura de Saída do Refrigerante	Tensões Circunferenciais	Tensões Axiais	Liberação de gases
	(dias)	(MWd/kgU)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(MPa)	(MPa)	(%)
1	0,2	0,004337	608,00	414,62	302,39	282,06	-59,48	-34,61	2,63E-05
2	50	1,0843	600,61	407,62	302,50	282,06	-61,07	-35,35	6,58E-03
3	100	2,1685	591,11	397,23	302,53	282,06	-60,74	-35,20	1,32E-02
4	150	3,2528	586,89	391,13	302,56	282,06	-60,50	-35,09	1,97E-02
5	200	4,337	584,67	386,58	302,57	282,06	-60,30	-35,00	2,63E-02
6	250	5,5005	608,11	389,59	305,28	283,27	-59,82	-34,77	3,34E-02
7	300	6,664	608,06	386,36	305,30	283,27	-59,60	-34,67	4,05E-02
8	350	7,8275	608,28	383,31	305,31	283,27	-59,37	-34,56	4,76E-02
9	400	8,991	608,56	380,31	305,33	283,27	-59,14	-34,46	5,47E-02
10	450	10,154	608,83	377,33	305,34	283,27	-58,91	-34,35	6,18E-02
11	500	11,395	633,33	380,01	308,00	284,47	-58,35	-34,09	6,93E-02
12	550	12,635	633,56	376,61	308,02	284,47	-58,09	-33,97	7,69E-02
13	600	13,876	633,78	373,24	308,03	284,47	-57,81	-33,84	8,45E-02
14	650	15,116	634,00	369,87	308,03	284,47	-57,54	-33,71	9,21E-02
15	700	16,357	634,17	366,51	308,04	284,47	-57,25	-33,58	9,97E-02
16	750	17,672	657,78	367,57	310,70	285,61	-56,65	-33,30	0,11
17	800	18,987	657,78	363,89	310,82	285,61	-56,34	-33,15	0,12
18	850	20,303	657,67	360,15	310,93	285,61	-56,02	-33,00	0,12
19	900	21,618	657,56	356,44	311,04	285,61	-55,69	-32,85	0,13
20	950	22,933	657,39	352,72	311,16	285,61	-55,36	-32,70	0,14
21	1000	24,276	667,61	351,44	311,99	286,17	-54,97	-32,52	0,15
22	1050	25,618	667,83	348,18	312,11	286,17	-54,68	-32,38	0,16
23	1100	26,96	667,72	344,77	312,23	286,17	-54,37	-32,24	0,16
24	1150	28,302	667,50	341,28	312,36	286,17	-54,04	-32,09	0,17
25	1200	29,644	667,06	337,72	312,48	286,17	-53,71	-31,93	0,18
26	1250	31,027	679,33	335,54	314,04	286,79	-53,18	-31,69	0,19
27	1300	32,411	682,61	335,59	314,18	286,79	-52,81	-31,52	0,20
28	1350	33,794	686,50	335,72	314,32	286,79	-52,44	-31,35	0,21
29	1400	35,178	690,33	335,85	314,46	286,79	-52,07	-31,17	0,22
30	1450	36,561	694,00	335,98	314,59	286,79	-51,68	-31,00	0,22
31	1500	37,98	709,72	337,92	316,03	287,36	-51,12	-30,73	0,23
32	1550	39,398	713,39	338,07	316,18	287,36	-50,71	-30,54	0,24
33	1600	40,817	716,94	338,23	316,33	287,36	-50,27	-30,34	0,27
34	1650	42,236	720,39	338,40	316,49	287,36	-49,78	-30,11	0,32
35	1700	43,655	723,72	338,59	316,64	287,36	-49,44	-29,95	0,40
36	1750	45,127	745,50	341,16	318,72	288,17	-26,64	-8,59	0,49
37	1800	46,599	748,83	341,37	318,90	288,17	5,43	23,84	0,60
38	1850	48,072	752,06	341,58	319,08	288,17	31,52	48,07	0,71
39	1900	49,544	755,22	341,81	319,26	288,17	49,30	63,20	0,83
40	1950	51,016	758,28	342,06	319,44	288,17	60,46	72,03	0,94
41	2000	52,488	761,28	342,31	319,62	288,17	67,51	77,41	1,05
42	2050	53,961	764,22	342,57	319,81	288,17	72,27	81,09	1,16
43	2100	55,433	767,11	342,85	319,99	288,17	75,80	83,96	1,28
44	2150	56,905	769,94	343,14	320,18	288,17	78,65	86,43	1,41
45	2190	58,083	772,22	343,38	320,33	288,17	81,72	89,44	1,51

Fonte: Autor da dissertação.

Tabela A.2 – Dados de saída PADPLAC (caso 01 - informações nos nós dos picos de potência)

TIME STEP	Tempo	Burnup	Temperatura Centro da Placa	Temperatura Extremidade da Placa	Temperatura na Extremidade do Revestimento	Temperatura de Saída do Refrigerante	Liberação de gases de fissão (acumulado)	Liberação de He (acumulado)
	(dias)	(MWd/kgU)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(g/mol)	(g/mol)
1	0,2	0,00	396,56	312,27	286,22	272,95	2,69E-04	0,00
2	50	0,52	396,56	312,27	286,25	272,95	0,07	0,00
3	100	1,04	396,56	312,27	286,25	272,95	0,20	0,00
4	150	1,56	396,56	312,27	286,25	272,95	0,40	0,00
5	200	2,08	396,56	312,27	286,25	272,95	0,67	0,00
6	250	2,64	405,14	315,62	288,27	273,52	1,03	0,00
7	300	3,20	405,14	315,62	288,27	273,52	1,46	0,00
8	350	3,76	405,14	315,62	288,27	273,52	1,97	0,00
9	400	4,31	405,14	315,62	288,27	273,52	2,54	0,01
10	450	4,87	405,14	315,62	288,27	273,52	3,19	0,01
11	500	5,46	413,37	318,88	289,23	274,09	3,96	0,01
12	550	6,05	413,37	318,88	289,23	274,09	4,81	0,01
13	600	6,64	413,37	318,88	289,23	274,09	5,73	0,01
14	650	7,24	413,37	318,88	289,23	274,09	6,73	0,02
15	700	7,83	413,37	318,88	289,23	274,09	7,80	0,02
16	750	8,46	421,76	322,22	291,36	274,65	9,03	0,02
17	800	9,09	421,76	322,22	291,36	274,65	10,33	0,02
18	850	9,73	421,76	322,22	291,36	274,65	11,72	0,03
19	900	10,36	421,76	322,22	291,36	274,65	13,19	0,03
20	950	10,99	421,76	322,22	291,36	274,65	14,74	0,04
21	1000	11,37	421,37	321,13	291,35	274,94	16,42	0,04
22	1050	12,01	421,37	321,13	291,35	274,94	18,18	0,04
23	1100	12,64	421,37	321,13	291,35	274,94	20,03	0,05
24	1150	13,28	421,37	321,13	291,35	274,94	21,96	0,05
25	1200	13,03	421,37	321,13	291,35	274,94	23,98	0,06
26	1250	14,56	425,40	322,72	292,10	275,22	26,14	0,06
27	1300	15,22	425,40	322,72	292,10	275,22	28,39	0,07
28	1350	15,87	425,40	322,72	292,10	275,22	30,72	0,07
29	1400	16,52	425,40	322,72	292,10	275,22	33,14	0,08
30	1450	17,17	425,40	322,72	292,10	275,22	35,65	0,09
31	1500	17,82	429,17	324,22	292,83	275,50	38,31	0,09
32	1550	18,49	429,17	324,22	292,83	275,50	41,06	0,10
33	1600	19,16	429,17	324,22	292,83	275,50	43,90	0,11
34	1650	19,82	429,17	324,22	292,83	275,50	46,83	0,11
35	1700	20,49	429,17	324,22	292,83	275,50	49,85	0,12
36	1750	21,19	434,60	326,38	293,86	275,89	53,07	0,13
37	1800	21,88	434,60	326,38	293,86	275,89	56,39	0,14
38	1850	22,58	434,60	326,38	293,86	275,89	59,80	0,14
39	1900	23,27	434,60	326,38	293,86	275,89	63,30	0,15
40	1950	23,97	434,60	326,38	293,86	275,89	66,89	0,16
41	2000	24,66	434,60	326,38	293,86	275,89	70,57	0,17
42	2050	25,36	434,60	326,38	293,86	275,89	74,35	0,18
43	2100	26,05	434,60	326,38	293,86	275,89	78,22	0,19
44	2150	26,75	434,60	326,38	293,86	275,89	82,18	0,20
45	2190	27,30	434,60	326,38	293,86	275,89	86,21	0,21

Fonte: Autor da dissertação.

Tabela A.3 – Dados de saída FRAPCON (caso 02 - informações nos nós dos picos de potência)

TIME STEP	Tempo	Burnup	Temperatura Centro da Pastilha	Temperatura Extremidade da Pastilha	Temperatura na Extremidade do Revestimento	Temperatura de Saída do Refrigerante	Tensões Circunferenciais	Tensões Axiais	Liberação de gases
	(dias)	(MWd/kgU)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(MPa)	(MPa)	(%)
1	9,8	0,24394	673,94	437,54	311,59	304,01	-79,79	-45,40	1,54E-03
2	68,7	2,1839	788,78	457,83	318,52	308,38	-79,35	-45,20	1,38E-02
3	91,5	2,9296	770,83	444,37	318,36	308,26	-78,83	-44,96	1,85E-02
4	139,6	4,4993	763,72	435,62	318,33	308,22	-78,59	-44,85	2,85E-02
5	187,7	6,0762	758,28	427,23	318,50	308,30	-78,20	-44,66	3,85E-02
6	209,8	6,7957	750,22	420,85	318,32	308,18	-77,88	-44,52	4,31E-02
7	236,6	7,6743	752,67	418,04	318,53	308,30	-77,61	-44,39	4,87E-02
8	263	8,5459	754,56	414,78	318,73	308,42	-77,30	-44,25	5,42E-02
9	292,3	9,1863	588,72	378,04	309,20	302,34	-79,14	-45,10	5,83E-02
10	307,2	9,9393	1018,06	447,10	335,06	318,63	-72,96	-42,23	6,33E-02
11	321	10,637	1019,17	445,39	335,08	318,63	-72,83	-42,17	6,79E-02
12	334,7	11,325	1013,06	442,83	334,85	318,48	-72,67	-42,09	7,24E-02
13	362,2	12,693	1004,56	438,86	334,76	318,21	-72,42	-41,98	8,14E-02
14	389,7	14,053	996,00	434,05	334,86	318,06	-71,99	-41,78	9,04E-02
15	417	15,395	987,33	429,19	334,94	317,91	-71,57	-41,59	9,93E-02
16	444,4	16,736	979,72	424,49	335,09	317,79	-71,12	-41,38	0,11
17	471,7	18,066	972,00	419,80	335,24	317,68	-70,65	-41,16	0,12
18	499	19,392	965,44	415,25	335,45	317,60	-70,15	-40,93	0,13
19	526,2	20,707	957,72	410,54	335,59	317,48	-69,64	-40,69	0,13
20	548,7	21,791	949,72	406,22	335,67	317,37	-69,18	-40,48	0,14
21	553,3	21,989	870,72	395,45	331,71	314,77	-69,96	-40,85	0,14
22	561,3	22,335	870,44	394,86	331,79	314,77	-69,84	-40,79	0,15
23	570,7	22,728	850,22	391,39	330,58	314,02	-69,98	-40,85	0,15
24	586,2	23,378	854,50	390,36	330,86	314,09	-69,71	-40,73	0,15
25	605,9	24,216	867,44	389,29	331,59	314,41	-69,24	-40,51	0,16
26	621,4	24,876	871,72	387,14	331,81	314,45	-68,89	-40,35	0,16
27	639	25,618	868,44	384,44	331,57	314,21	-68,66	-40,24	0,17
28	668,9	26,875	871,89	381,53	331,71	314,13	-68,22	-40,04	0,18
29	696,3	28,022	874,72	377,82	331,83	314,06	-67,68	-39,79	0,18
30	726,5	29,283	877,94	374,21	331,98	313,98	-67,13	-39,53	0,19
31	756,4	30,524	879,67	371,95	332,04	313,86	-66,78	-39,37	0,20
32	786,2	31,752	880,06	368,54	332,04	313,70	-43,02	-27,35	0,21
33	813,9	32,894	884,61	365,47	332,31	313,70	-12,32	3,20	0,22
34	843,2	34,089	881,67	361,87	332,14	313,46	11,06	24,69	0,22
35	886,4	35,594	791,67	351,35	326,43	310,18	-17,94	-11,29	0,23
36	905,4	36,291	822,78	353,31	328,41	311,19	18,67	28,52	0,24
37	919,8	36,878	891,89	360,31	332,74	313,46	60,12	72,17	0,24
38	926,6	37,081	750,89	347,45	324,32	308,26	-31,68	-19,72	0,24
39	933,5	37,289	756,11	347,99	324,66	308,43	-22,30	-9,61	0,25
40	947,2	37,7	756,28	347,94	324,67	308,38	-11,63	1,54	0,25
41	974,9	38,526	755,33	347,69	324,59	308,26	7,78	21,29	0,25
42	1002	39,336	758,94	347,96	324,82	308,31	26,72	39,81	0,26
43	1030	40,174	762,56	348,23	325,06	308,34	41,40	52,94	0,27
44	1057	40,985	766,11	348,51	325,30	308,38	51,54	61,07	0,29
45	1085	41,829	770,94	348,93	325,62	308,47	58,56	70,66	0,33
46	1112	42,646	774,44	349,24	325,87	308,51	62,46	77,95	0,40
47	1140	43,486	773,28	349,03	325,79	308,38	66,08	80,66	0,47
48	1168	44,327	775,61	349,22	325,97	308,38	71,55	84,51	0,55
49	1196	45,167	777,89	349,41	326,13	308,38	75,60	87,27	0,63
50	1223	45,978	780,06	349,59	326,30	308,38	78,69	89,41	0,71
51	1243	46,578	781,67	349,72	326,42	308,38	81,16	91,40	0,77
52	1249	46,69	584,28	327,37	312,77	301,63	-52,15	-39,41	0,78
53	1256	46,83	609,61	330,32	314,58	302,53	-30,73	-37,38	0,79
54	1270	47,097	592,94	328,36	313,39	301,92	-35,67	-39,34	0,82
55	1296	47,602	600,72	329,22	313,94	302,17	-17,80	-23,50	0,86
56	1322	48,114	606,22	329,82	314,33	302,33	-1,60	-5,68	0,91
57	1350	48,683	617,61	331,11	315,14	302,70	19,80	18,08	0,97
58	1376	49,226	627,89	332,26	315,87	303,03	38,77	39,19	1,02
59	1403	49,798	634,78	333,01	316,36	303,23	54,46	56,65	1,07
60	1430	50,383	644,06	334,03	317,01	303,52	69,86	73,90	1,13

Fonte: Autor da dissertação.

Continuação da Tabela A.3 – Dados de saída FRAPCON (caso 02 - informações nos nós dos picos de potência)

TIME STEP	Tempo	Burnup	Temperatura Centro da Pastilha	Temperatura Extremidade da Pastilha	Temperatura na Extremidade do Revestimento	Temperatura de Saída do Refrigerante	Tensões Circunferenciais	Tensões Axiais	Liberação de gases
61	1456	50,957	652,17	334,93	317,59	303,77	82,03	87,58	1,18
62	1483	51,564	660,39	335,84	318,17	304,02	92,13	99,25	1,24
63	1510	52,182	668,72	336,75	318,76	304,26	100,45	109,01	1,30
64	1537	52,812	678,28	337,81	319,44	304,55	107,77	117,20	1,36
65	1563	53,43	686,67	338,73	320,03	304,79	112,61	122,63	1,42
66	1590	54,084	696,39	339,80	320,72	305,08	116,49	127,00	1,49
67	1617	54,751	706,17	340,88	321,42	305,37	119,02	129,86	1,56
68	1644	55,424	711,17	341,43	321,79	305,49	118,49	129,23	1,63
69	1670	56,094	728,39	343,34	323,00	306,02	123,44	134,90	1,70
70	1697	56,803	738,44	344,45	323,72	306,31	122,75	134,31	1,78

Fonte: Autor da dissertação.

Tabela A.4 – Dados de saída PADPLAC (caso 02 - informações nos nós dos picos de potência)

TIME STEP	Tempo	Burnup	Temperatura Centro da Placa	Temperatura Extremidade da Placa	Temperatura na Extremidade do Revestimento	Temperatura de Saída do Refrigerante	Liberação de gases de fissão (acumulado)	Liberação de He (acumulado)
1	9,8	0,53	427,17	328,41	300,29	296,91	0,06	1,53E-04
2	68,7	4,74	466,76	340,76	304,63	299,13	0,06	1,53E-04
3	91,5	6,35	465,66	340,41	304,53	299,07	1,43	3,45E-03
4	139,6	9,75	465,30	342,05	304,50	299,05	2,61	0,01
5	187,7	13,17	466,03	342,29	304,56	299,09	4,20	0,01
6	209,8	14,73	464,93	341,93	304,46	299,03	5,97	0,01
7	236,6	16,64	466,03	342,29	304,56	299,09	7,99	0,02
8	263	18,53	467,12	342,65	304,67	299,15	10,24	0,02
9	292,3	19,92	411,72	324,93	299,69	296,07	11,90	0,03
10	307,2	20,62	546,69	373,15	313,35	304,57	16,10	0,04
11	321	22,13	546,69	373,15	313,35	304,57	20,40	0,05
12	334,7	23,61	545,44	372,67	313,22	304,49	24,95	0,06
13	362,2	26,58	543,18	371,84	312,98	304,35	29,83	0,07
14	389,7	29,50	541,90	371,37	312,84	304,26	35,04	0,08
15	417	32,40	540,62	370,90	312,71	304,18	40,59	0,10
16	444,4	35,30	539,65	370,54	312,61	304,12	46,48	0,11
17	471,7	38,17	538,69	370,18	311,97	304,05	52,70	0,13
18	499	41,03	538,04	369,95	312,44	304,01	59,26	0,14
19	526,2	43,87	537,08	369,59	312,34	303,95	66,15	0,16
20	548,7	46,21	536,11	369,24	312,23	303,89	73,30	0,18
21	553,3	45,46	512,48	361,09	310,14	302,49	79,78	0,19
22	561,3	45,98	512,48	361,09	310,14	302,49	86,35	0,21
23	570,7	46,80	506,25	358,84	309,49	302,10	92,82	0,22
24	586,2	48,17	506,88	359,08	309,56	302,14	99,49	0,24
25	605,9	50,16	509,52	360,03	309,83	302,31	106,48	0,26
26	621,4	51,55	509,85	360,14	309,86	302,33	113,66	0,27
27	639	53,12	507,87	359,43	309,66	302,20	120,97	0,29
28	668,9	55,76	507,21	357,23	309,59	302,16	128,60	0,31
29	696,3	58,19	506,55	357,00	312,52	302,12	136,51	0,33
30	726,5	60,84	505,89	358,72	309,45	302,08	144,73	0,35
31	756,4	63,46	504,90	358,37	312,35	302,01	153,25	0,37
32	786,2	66,05	503,57	357,89	309,21	301,93	162,04	0,39
33	813,9	68,46	503,57	357,89	309,21	301,93	171,14	0,41
34	843,2	70,98	501,58	355,27	309,01	301,81	180,47	0,43
35	886,4	74,15	473,93	347,44	306,22	300,09	188,85	0,45
36	905,4	75,62	482,45	350,41	307,07	300,62	197,85	0,48
37	919,8	76,86	501,58	357,18	309,01	301,81	--	0,50
38	926,6	78,61	461,55	341,24	303,89	299,19	--	0,52
39	933,5	79,03	454,16	340,29	304,02	299,28	--	0,54
40	947,2	80,02	453,82	340,17	303,98	299,26	--	0,56

Fonte: Autor da dissertação.

Continuação da Tabela A.4 – Dados de saída PADPLAC (caso 02 - informações nos nós dos picos de potência)

TIME STEP	Tempo	Burnup	Temperatura Centro da Placa	Temperatura Extremidade da Placa	Temperatura na Extremidade do Revestimento	Temperatura de Saída do Refrigerante	Liberação de gases de fissão (acumulado)	Liberação de He (acumulado)
41	974,9	81,90	461,55	341,24	303,89	299,19	--	0,58
42	1002	83,75	461,90	341,35	304,20	299,21	--	0,60
43	1030	85,21	462,25	341,47	304,23	299,24	--	0,62
44	1057	87,50	462,60	341,59	304,26	299,26	--	0,65
45	1085	88,97	463,31	341,82	304,33	299,30	--	0,67
46	1112	91,30	463,66	341,93	304,36	299,32	--	0,69
47	1140	92,73	462,60	341,59	304,26	299,26	--	0,72
48	1168	95,12	462,60	341,59	304,26	299,26	--	0,74
49	1196	97,04	462,60	341,59	304,26	299,26	--	0,77
50	1223	98,80	462,60	341,59	304,26	299,26	--	0,79
51	1243	100,26	462,60	341,59	304,26	299,26	--	0,82
52	1249	104,26	406,24	323,53	299,22	295,80	--	0,83
53	1256	104,60	413,72	326,21	299,96	296,26	--	0,85
54	1270	105,23	407,94	324,39	299,45	295,95	--	0,87
55	1296	106,44	411,31	325,11	299,65	296,07	--	0,89
56	1322	107,66	411,80	325,60	299,79	296,16	--	0,90
57	1350	109,00	415,25	326,69	300,09	296,34	--	0,92
58	1376	110,32	419,43	327,66	300,36	296,51	--	0,94
59	1403	111,69	421,36	328,27	300,53	296,62	--	0,96
60	1430	113,09	424,04	329,12	300,76	296,76	--	0,99
61	1456	114,46	422,70	329,69	300,97	296,89	--	1,01
62	1483	115,91	427,42	330,58	301,17	297,02	--	1,03
63	1510	117,39	430,90	331,30	301,28	297,14	--	1,06
64	1537	118,90	432,32	332,15	301,61	297,29	--	1,08
65	1563	120,40	435,82	332,88	301,81	297,41	--	1,11
66	1590	121,90	437,18	332,84	302,04	297,56	--	1,13
67	1617	123,50	441,09	334,58	302,28	297,71	--	1,16
68	1644	125,00	442,21	334,94	302,38	297,77	--	1,19
69	1670	126,70	445,72	336,52	302,82	298,04	--	1,22
70	1697	128,44	448,30	337,36	303,05	298,19	--	1,25

Fonte: Autor da dissertação.

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.