

**MINISTÉRIO DA DEFESA
EXÉRCITO BRASILEIRO
DEPARTAMENTO DE CIÊNCIA E TECNOLOGIA
INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA
CURSO DE MESTRADO EM ENGENHARIA NUCLEAR**

MARTA JANN VELOZO

**ANÁLISE TERMOFLUIDA PRELIMINAR DO REATOR DE ESPECTRO
RÁPIDO FBR**

Rio de Janeiro

2018

INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA

MARTA JANN VELOZO

**ANÁLISE TERMOFLUIDA PRELIMINAR DO REATOR DE ESPECTRO
RÁPIDO FBR**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Curso de Mestrado em Engenharia Nuclear do Instituto Militar de Engenharia, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia Nuclear.

Orientador: Sérgio de Oliveira Vellozo - D.Sc.

João Cláudio Batista Fiel - D.Sc.

Rio de Janeiro

2018

c2018

INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA

Praça General Tibúrcio, 80 - Praia Vermelha

Rio de Janeiro - RJ CEP: 22290-270

Este exemplar é de propriedade do Instituto Militar de Engenharia, que poderá incluí-lo em bases de dados, armazenar em computador, microfilmear ou adotar qualquer forma de arquivamento.

É permitida a menção, reprodução parcial ou integral e a transmissão entre bibliotecas deste trabalho, sem modificação de seu texto, em qualquer meio que esteja ou venha a ser fixado, para pesquisa acadêmica, comentários e citações, desde que sem finalidade comercial e que seja feita a referência bibliográfica completa.

Os conceitos expressos neste trabalho são de responsabilidade do(s) autor(es) e do(s) orientador(es).

621.48 Velozo, Marta Jann

V437a

Análise Termofluida Preliminar do Reator de Espectro Rápido FBR / Marta Jann Velozo; orientado por Sérgio de Oliveira Vellozo, João Cláudio Baptista Fiel - Rio de Janeiro: Instituto Militar de Engenharia, 2018.

80p.: il.

Dissertação (Mestrado) - Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro, 2018.

1. Curso de Engenharia Nuclear - teses e dissertações. 2. Transferência de calor. 3. Sódio. I. Vellozo, Sérgio de Oliveira. II. Fiel, João Cláudio Batista. III. Instituto Militar de Engenharia. IV. Título .

INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA

MARTA JANN VELOZO

**ANÁLISE TERMOFLUIDA PRELIMINAR DO REATOR DE ESPECTRO
RÁPIDO FBR**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Curso de Mestrado em Engenharia Nuclear do Instituto Militar de Engenharia, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia Nuclear.

Orientadores: Prof. Sérgio de Oliveira Vellozo - D.C.

Prof. João Cláudio Batista Fiel - D.C.

Aprovada em 23 de Agosto de 2018 pela seguinte banca examinadora:

Prof. Dr. Sérgio de Oliveira Vellozo - D.C. do IME - Presidente

Prof. João Cláudio Batista Fiel - D.C. do IME

Prof. Ronaldo Glicério Cabral - Ph.D. do IME

Prof. Cláudio Luiz de Oliveira - Ph.D. do IME

Prof. Gladson Silva Fontes - D.C. do IME

Prof. Maria da Conceição Michiyo Koide - D.C. da CNEN

Rio de Janeiro

2018

AGRADECIMENTOS

Agradeço primordialmente ao Senhor Absoluto, doador da vida que me ilumina e me guia, por todo ensinamento e aperfeiçoamento no decorrer do curso e por proporcionar a conclusão de mais uma etapa tão valiosa.

À minha família por ser minha base, meu castelo forte. Sempre me apoiando, incentivando, torcendo e renovando a energia e esperança nos momentos mais árduos.

Aos colegas de classe que se tornaram verdadeiros amigos e parceiros.

Ao Instituto Militar de Engenharia pela concessão da oportunidade de um ensino de qualidade.

A todos colaboradores da SE7, professores e funcionários, pelo ensino, suporte, dedicação e paciência.

Em especial, agradeço ao querido Prof. Vellozo por toda a contribuição para a realização desse trabalho. Sou muito grata por ter tido a honra de ser orientada por um ser tão iluminado, de uma sabedoria ímpar e igual humildade. Foram ensinamentos além de Física de Reatores, ensinamentos de vida.

“Cada pessoa deve trabalhar para o seu aperfeiçoamento e, ao mesmo tempo, participar da responsabilidade coletiva por toda a humanidade.”

Marie Curie

SUMÁRIO

| | |
|---|-----------|
| LISTA DE FIGURAS | 8 |
| LISTA DE TABELAS | 9 |
| LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS | 10 |
| LISTA DE SIGLAS | 13 |
| 1 INTRODUÇÃO | 16 |
| 2 REVISÃO HISTÓRICA e ASPECTOS TECNOLÓGICOS | 17 |
| 2.1 TECNOLOGIA, LIMITAÇÕES E POTENCIAL NUCLEARES | 17 |
| 2.2 REATORES NUCLEARES DO FUTURO | 21 |
| 2.2.1 PERFIL HISTÓRICO DOS REATORES RÁPIDOS | 22 |
| 2.3 FÍSICA BÁSICA DE REATORES RÁPIDOS | 23 |
| 2.3.1 TRANSMUTAÇÃO | 23 |
| 2.3.2 RAZÃO DE CONVERSÃO | 24 |
| 2.3.3 TEMPO DE DOBRAMENTO | 24 |
| 2.3.4 POTENCIAL MÁXIMO DE RAZÃO DE REGENERAÇÃO | 25 |
| 2.4 DESCRIÇÃO TÉCNICA DE REATORES RÁPIDOS | 27 |
| 2.4.1 ELEMENTO COMBUSTÍVEL | 27 |
| 2.4.2 GAP | 29 |
| 2.4.3 REVESTIMENTO | 30 |
| 2.4.4 REFRIGERANTE | 31 |
| 2.5 POTÊNCIA | 35 |
| 2.5.1 DENSIDADE DE POTÊNCIA | 35 |
| 2.5.2 DENSIDADE LINEAR DE POTÊNCIA | 36 |
| 2.6 EFEITO DA TEMPERATURA | 37 |
| 2.6.1 DESCRIÇÃO GEOMÉTRICA DA VARETA DE COMBUSTÍVEL | 38 |
| 3 PROPRIEDADES TERMO-FÍSICAS | 40 |
| 3.1 PROPRIEDADES TÉRMICAS DO ÓXIDO MISTO | 40 |
| 3.1.1 CONDUTIVIDADE TÉRMICA DO ÓXIDO MISTO | 40 |
| 3.1.2 TEMPERATURA DE FUSÃO DO ÓXIDO MISTO | 43 |
| 3.2 PROPRIEDADES TÉRMICAS DO GAP | 44 |
| 3.2.1 COEFICIENTE DE PELÍCULA DO GAP | 44 |
| 3.3 PROPRIEDADES TÉRMICAS DO REVESTIMENTO | 44 |
| 3.3.1 CONDUTIVIDADE TÉRMICA DO REVESTIMENTO | 44 |

| | | |
|----------|---|-----------|
| 3.4 | PROPRIEDADES TÉRMICAS E DE TRANSPORTE DO REFRIGERANTE | |
| | 44 | |
| 3.4.1 | CALOR ESPECÍFICO DO SÓDIO. | 46 |
| 3.4.2 | MASSA ESPECÍFICA DO SÓDIO. | 46 |
| 3.4.3 | CONDUTIVIDADE TÉRMICA DO SÓDIO. | 46 |
| 3.4.4 | VISCOSIDADE DO SÓDIO. | 47 |
| 3.4.5 | FATOR DE FRICÇÃO. | 47 |
| 3.4.6 | PERDA DE PRESSÃO. | 47 |
| 3.4.7 | POTÊNCIA DE BOMBEAMENTO | 47 |
| 4 | TRANSFERÊNCIA DE CALOR A PARTIR DA PASTILHA DE COMBUSTÍVEL | 48 |
| 4.1 | TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO ELEMENTO CILÍNDRICO | 49 |
| 4.2 | SOLUÇÃO ANALÍTICA PARA A TRANSFERÊNCIA DE CALOR NA DIREÇÃO RADIAL EM ESTADO ESTACIONÁRIO. | 50 |
| 4.2.1 | COMBUSTÍVEL | 50 |
| 4.2.2 | GAP. | 52 |
| 4.2.3 | REVESTIMENTO. | 53 |
| 4.2.4 | REFRIGERANTE. | 55 |
| 4.3 | SOLUÇÃO ANALÍTICA PARA A TRANSFERÊNCIA DE CALOR NA DIREÇÃO AXIAL EM ESTADO ESTACIONÁRIO | 56 |
| 5 | DESCRIÇÃO DO NÚCLEO DO REATOR DO PROJETO. | 59 |
| 6 | RESULTADOS E ANÁLISE PARA REATOR DE REFERÊNCIA | 61 |
| 6.1 | ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS PROPRIEDADES TERMO-FÍSICAS | 61 |
| 6.1.1 | INFLUÊNCIA DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA DO COMBUSTÍVEL | 61 |
| 6.1.2 | SOLUÇÃO NUMÉRICA X SOLUÇÃO ANALÍTICA NO COMBUSTÍVEL | 63 |
| 6.1.3 | SOLUÇÃO NUMÉRICA X SOLUÇÃO ANALÍTICA NO REFRIGERANTE. | 64 |
| 6.2 | ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS VARIÁVEIS DE PROJETO | 65 |
| 6.2.1 | POSIÇÃO AXIAL DAS MÁXIMAS TEMPERATURAS | 66 |
| 6.2.2 | POTÊNCIA DE BOMBEAMENTO | 66 |
| 6.2.3 | POTÊNCIA TOTAL DO REATOR | 68 |
| 6.2.4 | TEMPERATURAS MÁXIMAS | 68 |
| 6.3 | DISTRIBUIÇÃO AXIAL DE TEMPERATURA | 74 |
| 7 | CONCLUSÕES | 75 |
| 8 | REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS | 76 |

LISTA DE FIGURAS

| | | |
|-----------|--|----|
| FIG. 2.1 | Geração de Energia Elétrica brasileira por fonte do ano de 2016 . . . | 19 |
| FIG. 2.2 | Piscinas de Armazenamento e Resfriamento de Combustível Irrradiado. | 20 |
| FIG. 2.3 | Histórico de desenvolvimento de Reatores Rápidos. | 23 |
| FIG. 2.4 | Transmutação de ^{232}Th e o ^{238}U | 24 |
| FIG. 2.5 | Tempo de Dobramento. | 25 |
| FIG. 2.6 | Variação de η para os isótopos físséis. | 26 |
| FIG. 2.7 | Arranjo típico triangular das varetas combustíveis de reator rápido. . | 29 |
| FIG. 2.8 | <i>Gap</i> Aberto e Fechado. | 30 |
| FIG. 2.9 | Sistema de refrigeração ternário. | 34 |
| FIG. 2.10 | Configuração de sistema primário de reator rápido - Pool e Loop . . | 34 |
| FIG. 2.11 | Vareta combustível seccionada. | 39 |
| FIG. 3.1 | Condutividade Térmica MOX x T ($O/M = 2$) | 42 |
| FIG. 3.2 | Condutividade Térmica MOX x T ($O/M < 2,00$). | 42 |
| FIG. 4.1 | Planificação das regiões analisadas. (1) combustível, (2) gap, (3) revestimento e (4) refrigerante. | 48 |
| FIG. 4.2 | Geometria Axial. | 56 |
| FIG. 4.3 | Fluxo de calor direção radial removido pelo refrigerante. | 57 |
| FIG. 5.1 | Comprimento ativo e total do elemento combustível. | 59 |
| FIG. 5.2 | Seção radial e axial do núcleo do reator | 60 |
| FIG. 6.1 | Condutividade do Mox em função da temperatura. | 62 |
| FIG. 6.2 | Distribuição radial no combustível. | 62 |
| FIG. 6.3 | Solução Analítica x Solução Numérica para combustível. | 63 |
| FIG. 6.4 | Solução Numérica x Solução Analítica para o Sódio. | 64 |
| FIG. 6.5 | Perda de pressão para diferentes velocidades de escoamento. | 67 |
| FIG. 6.6 | Potência de bombeamento para diferentes velocidades de escoamento. | 67 |
| FIG. 6.7 | Distribuição Axial da Temperatura do projeto. | 74 |

LISTA DE TABELAS

| | | |
|----------|--|----|
| TAB. 2.1 | Quantidade de Combustível Irrradiado no mundo | 20 |
| TAB. 2.2 | Propriedades físicas das misturas de óxidos, carbonetos e nitritos de urânio e plutônio (20%Pu). | 28 |
| TAB. 2.3 | Comparação das propriedades termo-físicas de refrigerantes. | 32 |
| TAB. 2.4 | Temperaturas máximas. | 38 |
| TAB. 5.1 | Dados Geométricos. | 59 |
| TAB. 5.2 | Vetor de Pu e U no combustível. | 60 |
| TAB. 6.1 | Condutividade Média do MOX. | 63 |
| TAB. 6.2 | Posições axiais de Temperatura máxima em função da velocidade. . . | 66 |
| TAB. 6.3 | Resultados para Potência de Bombeamento. | 67 |
| TAB. 6.4 | Resultados para Potência Total. | 68 |
| TAB. 6.5 | Resultados para densidade de potência máxima (q'_{max}) = 16 kW/m. | 69 |
| TAB. 6.6 | Resultados para densidade de potência máxima (q'_{max}) = 18 kW/m. | 70 |
| TAB. 6.7 | Resultados para densidade de potência máxima (q'_{max}) = 20 kW/m. | 71 |
| TAB. 6.8 | Resultados para densidade de potência máxima (q'_{max}) = 22 kW/m. | 72 |
| TAB. 6.9 | Resultados para densidade de potência máxima (q'_{max}) = 24 kW/m. | 73 |

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

ABREVIATURAS

| | |
|-------------|--|
| A | Área transversal do canal |
| C_p | Calor específico do refrigerante a pressão constante |
| C_{Pu} | Fração de Plutônio |
| d | Diâmetro da vareta |
| D_h | Diâmetro hidráulico |
| h | Coefficiente de transferência de calor |
| H | Altura efetiva da vareta de combustível |
| \tilde{H} | Altura do canal |
| J_0 | Função de Bessel de 1ª espécie e ordem 0 |
| k_f | Condutividade térmica do combustível |
| k_g | Condutividade térmica do gap |
| k_c | Condutividade |
| k_{Na} | Condutividade térmica do refrigerante |
| MW_{th} | Mega Watt térmico |
| MW_e | Mega Watt elétrico |
| n | Nêutron |
| N_v | Quantidade total de varetas combustíveis no reator |
| Nu | Número de Nusselt |
| O/M | Razão oxigênio/metal |
| p | Passo da célula |
| P_v | Potência extraída por vareta combustível |

| | |
|-------------------|---|
| P_t | Potência total |
| Pe | Número de Peclet |
| Pr | Número de Prandtl |
| q''' | Densidade de potência |
| q'' | Fluxo de calor |
| q' | Densidade linear de potência |
| q'_{max} | Densidade linear de potência máxima |
| \bar{q}' | Densidade linear de potência média |
| \tilde{R} | Raio do canal |
| r_f | Raio do combustível |
| r_g | Raio do gap |
| r_c | Raio do revestimento |
| Re | Número de Reynolds |
| t_g | Espessura do <i>gap</i> |
| t_c | Espessura do revestimento |
| T_{Na}^{ent} | Temperatura de entrada do refrigerante |
| T_{Na}^{sai} | Temperatura de saída do refrigerante |
| T_C^{max} | Temperatura máxima do revestimento |
| T_{sf}^{max} | Temperatura máxima na superfície do combustível |
| T_{cL}^{max} | Temperatura máxima na linha central do combustível |
| u_z | Velocidade de escoamento do refrigerante |
| $z(T_{Na}^{max})$ | Local de temperatura máxima no refrigerante |
| $z(T_c^{max})$ | Local de temperatura máxima no revestimento |
| $z(T_{sf}^{max})$ | Local de temperatura máxima na superfície do combustível |
| $z(T_{cL}^{max})$ | Local de temperatura máxima na linha central do combustível |

SÍMBOLOS

ρ Massa específica

μ Viscosidade

ϵ Energia depositada no combustível

Σ_f Seção de choque macroscópica de fissão

ϕ Fluxo de nêutrons

β Radiação beta

γ Radiação gama

$\bar{\eta}$ Número médio de nêutrons produzidos por nêutrons absorvidos

LISTA DE SIGLAS

| | |
|-----|--|
| FBR | <i>Fast Breeder Reactor</i> |
| MOX | Mistura de Óxidos (UO_2 e PuO_2) |
| PWR | <i>Pressurized Water Reactor</i> |
| RC | Razão de Conversão |
| RR | Potencial máximo de razão de regeneração |
| TD | Tempo de Dobramento |

RESUMO

Analisou-se a transferência de calor para o reator regenerador *Fast Spectrum*, resfriado a sódio, sob projeto no IME. As soluções analíticas, utilizando os valores médios do coeficiente de transferência de calor, apresentaram diferença máxima de 10%, sempre conservadora, para as soluções numéricas que utilizaram a dependência com a temperatura. Os resultados mostraram que é possível acomodar uma densidade de potência linear de 16 kW/m, velocidade de de 6 m/s e temperatura de entrada de 300° C, para o refrigerante, respectivamente.

Palavras-chave: Transferência de calor, sódio, reator regenerador.

ABSTRACT

It was analysed the heat transfer for the sodium cooled Fast Spectrum Breeder Reactor, under design at IME. The analytical solutions, using the mean heat transfer coefficient values, presented maximum difference of 10%, always conservative, to the numerical solutions that used the dependence with the temperature. The results showed that it is possible to accommodate a linear power density of 16 kW/m for a sodium flow velocity of 6 m/s and a coolant inlet temperature of 300° C.

Keywords: Heat transfer, sodium, breeder reactor.

1 INTRODUÇÃO

Para um reator operando em estado estacionário, com a distribuição de temperatura interna independente do tempo, todo o calor liberado pelo sistema deve ser removido com a mesma taxa que é produzido. Isso é conseguido através da passagem de um refrigerante, líquido ou gasoso. A natureza desse sistema de refrigeração constitui um dos limitantes mais importantes no projeto de um reator nuclear.

A temperatura em um reator em operação varia ponto a ponto no sistema. Assim há uma vareta de combustível que em algum ponto de seu comprimento é mais quente que as demais. Essa temperatura máxima é determinada pelo nível de potência do reator, o projeto do sistema de refrigeração e a natureza do combustível. Porém, considerações metalúrgicas limitam as temperaturas máximas que uma vareta combustível pode alcançar. Por exemplo, no revestimento, temperaturas acima do seu ponto de fusão pode levar à ruptura e liberação dos produtos de fissão.

Um dos objetivos do projeto de um sistema de refrigeração de um reator nuclear é realizar a remoção de calor produzido a um nível de potência desejado enquanto assegura que a máxima temperatura está sempre inferior a um limite pré-estabelecido [1].

A principal motivação para este trabalho reside no fato dele contemplar parte do projeto do Reator de Espectro Rápido, em desenvolvimento no IME desde 2013.

Do ponto de vista nuclear, este trabalho assume que o reator opera a potência constante e todas as análises, portanto, serão independentes do tempo e dirigidas ao sódio como refrigerante.

Esta dissertação está organizada da seguinte maneira: o capítulo 2 trata da contextualização histórica dos reatores rápidos e de suas principais características. O capítulo 3 trata das propriedades termo-físicas do combustível, gap, revestimento e do metal líquido como refrigerante. O capítulo 4 trata da transferência de calor, por condução, do combustível até a parede externa do revestimento e da remoção do calor por convecção no refrigerante. O capítulo 5 apresenta a descrição do núcleo do reator analisado, enquanto que o capítulo 6 expõe os resultados para a análise e o capítulo 7 conclui o trabalho.

2 REVISÃO HISTÓRICA e ASPECTOS TECNOLÓGICOS

Duderstadt e Hamilton [2] definem que o objetivo primário do projeto e operação de um reator nuclear é a utilização da energia ou radiação liberada por uma reação em cadeia controlada de eventos de fissão nuclear. Tais fissões ocorrem quando núcleos pesados, como Urânio-235, dividem-se ou fissionam-se em dois núcleos mais leves, liberando energia e radiação. Essas fissões ocorrem devido ao bombardeio de nêutrons nesses núcleos pesados. Os produtos de tal reação (núcleos mais leves, nêutrons e raios gamas) emergem com alta energia cinética (aproximadamente 200 MeV). Os nêutrons de fissão podem ser utilizados para induzir a ocorrência de outras reações de fissão nuclear, propiciando assim a fissão em cadeia.

Reatores nucleares podem ser usados em diversas aplicações, tais como, a produção de traçadores radioativos com aplicação industrial ou na medicina nuclear, e aplicações militares com fins pacíficos. Porém, a mais significativa aplicação é nas centrais elétricas nucleares. Nelas, a energia oriunda da fissão é depositada no combustível e extraída para gerar eletricidade [3].

2.1 TECNOLOGIA, LIMITAÇÕES E POTENCIAL NUCLEARES

No início da década de 1940, descobriu-se que os isótopos Urânio-235, Urânio-233 e Plutônio-239 poderiam sofrer processo de fissão quando bombardeados por nêutrons com energia na faixa considerada térmica (< 1 eV) até a faixa intermediária (aproximadamente 1 MeV), sendo classificados como isótopos físeis [4]. Em seu trabalho, Oliveira [5] explica que essa ampla faixa de energia para fissionar apresentada por esses isótopos é devido à baixa barreira potencial que mantém esses núcleos estáveis, de tal forma que mesmo um nêutron estando em repouso poderia fornecer energia suficiente para a ocorrência da fissão. Isótopos físeis são necessários para sustentar uma reação em cadeia.

Também foi descoberto que nêutrons térmicos não eram capazes de fornecer energia ao núcleo para vencer a barreira potencial dos isótopos encontrados de forma abundante: Urânio-238 (99,3% do urânio natural) e Tório-232. Para transposição da barreira potencial desses elementos é necessário que o nêutron possua uma energia muito maior que um nêutron térmico. Quando os isótopos Urânio-238 e Tório-232 são bombardeados com

nêutrons de alta energia, da ordem de 1 MeV ou mais, convertem-se em materiais físséis: Plutônio-239 e Urânio-233. Isótopos que podem se tornar físséis, como é o caso do Urânio-238 e do Tório-232, após a captura neutrônica, são chamados de isótopos férteis [4].

Os reatores podem ser categorizados pela energia do nêutron que desencadeia a reação de fissão, sendo denominados de reatores térmicos quando a energia do nêutron é baixa (inferior a 1 eV), ou reatores rápidos, quando a energia do nêutron é da ordem de 2 MeV. A grande maioria das usinas nucleares existentes hoje no mundo são classificadas como Usinas Nucleares de 2ª geração por operarem com espectros de nêutrons térmicos e utilizarem combustível à base de urânio. O Urânio-235 é o único nuclídeo físsil capaz de sustentar uma reação em cadeia existente na natureza. No entanto, este nuclídeo existe apenas na proporção de 0,72% do urânio natural. O restante consiste principalmente de Urânio-238, que é um nuclídeo fértil e quase não fissionável nessas usinas de 2ª geração. Dessa forma, necessita-se aumentar a proporção do nuclídeo físsil na carga de combustível, sendo este processo conhecido como enriquecimento [4].

No Brasil existem duas usinas nucleares em operação (Angra 1 e 2), no município de Angra dos Reis, RJ, com uma potência elétrica líquida de aproximadamente de 1990 MW. Uma terceira usina (Angra 3) teve sua construção paralisada. Elas são operadas com reatores do tipo PWR (*Pressurized Water Reactor*). No ano de 2016, a produção nuclear brasileira foi de 15,86 TWh, o que correspondeu a 2,7% de toda a geração elétrica daquele ano [6], conforme pode ser visto no gráfico de geração de energia elétrica por fonte na Figura 2.1.

Para o abastecimento das centrais nucleares em operação de produção de energia elétrica no mundo são necessárias 70 mil toneladas de urânio natural por ano. As fontes de urânio natural medidas totalizam 5,8 milhões de toneladas. Assim, as reservas medidas proveem um consumo de 80 anos para a atual capacidade nuclear instalada. Esse indicador mundial passa para 200 anos se adicionar as reservas estimadas e inferidas. O Brasil detém a quinta maior reserva de urânio recuperável, estimada em 309 mil toneladas, correspondendo a 5,3% das reservas medidas globais. Observando o tempo de suprimento do combustível, pode-se perceber que não é uma contribuição sustentável para as necessidades globais de energia [7].

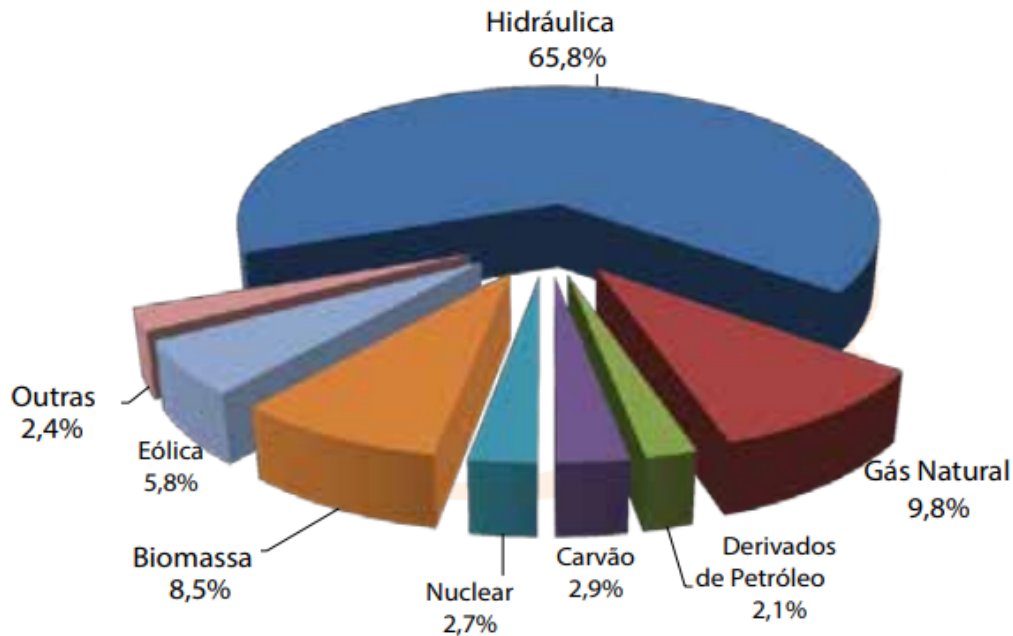


FIG. 2.1: Geração de Energia Elétrica brasileira por fonte do ano de 2016
Fonte: EPE [6].

Outra grande preocupação com a expansão da utilização da energia advinda das centrais nucleares é a gestão de rejeitos nucleares, muito embora a quantidade de rejeitos gerados pela tecnologia nuclear seja muito menor quando comparada a outras tecnologias. O combustível nuclear irradiado é classificado como de alta intensidade de radioatividade e contém produtos de fissão e elementos transurânicos [8].

O ciclo do combustível nuclear encerra uma série de processos industriais que envolvem a geração de energia elétrica iniciando na extração do minério. Há duas diferenças quanto ao manuseio do combustível após a remoção do reator, chamadas de atividades finais (“*back end*”) do ciclo combustível. O ciclo é dito aberto quando o combustível irradiado é enviado diretamente para o local de armazenamento, onde é resfriado e acondicionado adequadamente para a disposição final em formações geológicas. Quando há recuperação do combustível irradiado, antes da disposição final, o ciclo é dito fechado, havendo maior extração do potencial energético e minimização dos volumes de rejeitos para a estocagem [9]. As estratégias de gerenciamento de combustível irradiado são estabelecidas pelo governo de cada país.

Independente da opção da atividade final do ciclo combustível, o combustível irradi-

ado, por possuir alta atividade, precisa de um período de armazenamento, e alguns países optam por esse período de estocagem como uma fase intermediária até a opção final. No Brasil, o armazenamento temporário é feito em piscinas dentro das instalações nucleares, enquanto não se estabelece um depósito definitivo, conforme ilustração na Figura 2.2 [10].

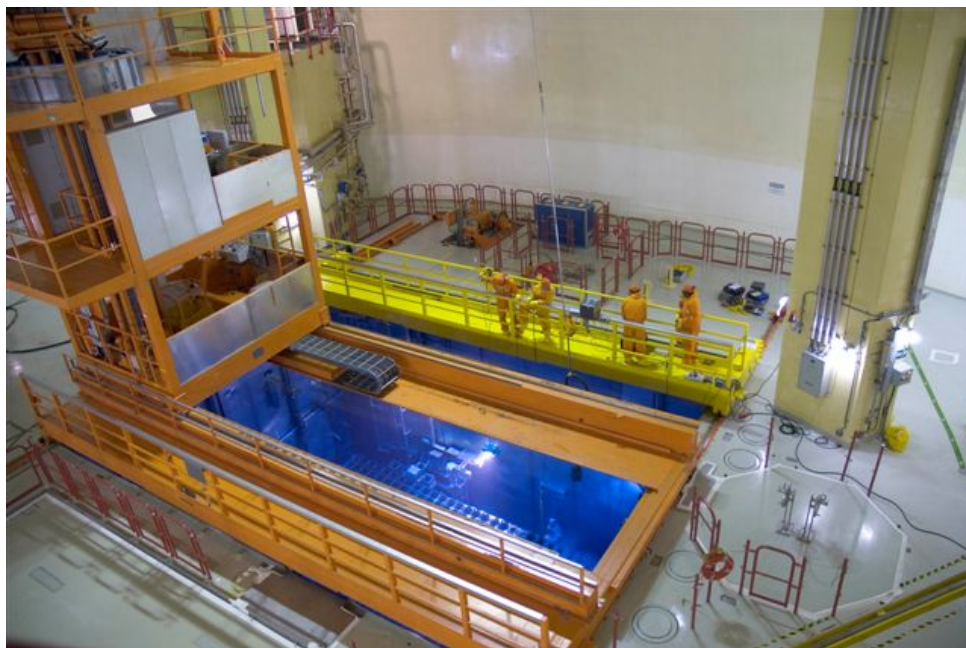


FIG. 2.2: Piscinas de Armazenamento e Resfriamento de Combustível Irrradiado.
Fonte: Eletrobrás [10].

Na Tabela 2.1, encontram-se dados da quantidade de combustíveis irradiados estocados no mundo até o fim daquele ano.

TAB. 2.1: Quantidade de Combustível Irrradiado no mundo

| | Ano | | |
|--|--------|--------|--------|
| | 1995 | 2005 | 2015 |
| Combustível Irradiado (ton) | 175000 | 280000 | 320000 |
| Combustível Irradiado a ser processado (ton) | 60000 | 90000 | 95000 |
| Combustível Irradiado Estocado (ton) | 115000 | 190000 | 225000 |

Fonte: WEC [11].

O combustível irradiado dos reatores de água leve contém aproximadamente 96% urânio original, do qual o teor de ^{235}U fissionável é de aproximadamente 0,90%. O plutônio produzido corresponde a 1% do peso do combustível descarregado. Os actínídeos em quantidades menores constituem aproximadamente 0,1% , dos quais 50% são de neptúnio,

47% de amerício e 3% de cúrio, radionuclídeos altamente radiotóxicos. Os produtos de fissão (iodo, tecnécio, neodímio, zircônio, molibdênio, cério, césio, rutênio, paládio, etc) constituem 2,9% do peso do combustível descarregado [12].

2.2 REATORES NUCLEARES DO FUTURO

O potencial energético dos materiais nucleares, se bem explorado, é considerável. Uma forma de sanar as preocupações quanto à limitação do suprimento de urânio físsil e à garantia de uma gestão segura e sustentável dos rejeitos nucleares é a promoção da reciclagem dos combustíveis nucleares utilizados pelas centrais nucleares térmicas. A possibilidade de reciclagem dos combustíveis utilizados aumenta consideravelmente o tempo de suprimento. Além de extrair de forma otimizada quase a totalidade da energia dos combustíveis e finalizar o ciclo de combustível, com a geração de um novo combustível [13].

Em 2001, foi proposto no Fórum Internacional de IV Geração (*Generation IV International Forum* - GIF) ações de cooperação de pesquisa e desenvolvimento para estabelecer a viabilidade e desempenho dos futuros reatores. O Brasil é um dos países participantes e os objetivos principais desse projeto é o desenvolvimento de reatores seguros, sustentáveis, economicamente competitivos, que despendam menores quantidades de rejeitos e que melhorem a resistência à proliferação. Foram selecionados seis projetos de reatores e, dentre eles, o projeto dos reatores rápidos [14].

Um reator operado com um espectro de nêutrons rápidos pode tornar o inventário de material físsil, proveniente de um carregamento inicial utilizando urânio natural ou urânio depletado, regenerador, ou seja, mais material físsil na forma de Plutônio-239 é produzido do que é consumido. Além disso, pelo fato dos actínídeos tornarem-se fissionáveis num espectro de nêutrons rápidos, pode-se diminuir a atividade dos combustíveis irradiados, pelo fissionamento ou transmutação, resultando em elementos com menores tempos de meia-vida. Com isso, é possível o encerramento completo do ciclo do combustível, levando a uma minimização de resíduos radioativos de longa duração e redução da carga ambiental [14].

2.2.1 PERFIL HISTÓRICO DOS REATORES RÁPIDOS

O primeiro reator de espectro rápido foi o Clementine construído nos Estados Unidos em 1946. Seu núcleo era resfriado por mercúrio e foi descomissionado em 1952 devido a uma ruptura. Em 1956, a Rússia construiu um reator rápido resfriado a mercúrio e, similarmente ao Clementine, foi avariado. Dado seu forte caráter corrosivo, o mercúrio não é mais utilizado como refrigerante [15].

Em 1951, inaugurou-se o EBR-1, a primeira planta nuclear independente do tipo a gerar eletricidade. Nos anos da década de 1970, esperava-se o desenvolvimento significativo da matriz energética nuclear e iniciaram as preocupações quanto a exaustão dos recursos de urânio. Aproximadamente 30 anos após o EBR-1, reatores rápidos regeneradores começaram a produzir eletricidade na Europa. A partir da década de 1980, ocorreu uma parada na construção de usinas nucleares, devido ao excesso de oferta de energia e ao maior número de acidentes nucleares. Na virada do século, o aumento do preço do petróleo associado às alterações climáticas renovou o interesse em reatores rápidos [15].

A Figura 2.3 ilustra os principais projetos de reatores rápidos, tabulados cronologicamente a partir da data da primeira criticalidade e da nação de origem. A ilustração distingue entre o propósito básico de cada projeto: reatores experimentais (geram até 100 MWth, com propósitos experimentais ou testes de combustíveis e materiais); protótipos (geram entre 250 e 350 MWe) e reatores comerciais [4].

Essas décadas de operação dos reatores de espectro rápido corroboram a veracidade de tais sistemas. Porém, o sistema de reatores de espectro rápido ainda precisa de um maior desenvolvimento no projeto para adequação aos altos níveis requeridos de economia, segurança e confiabilidade necessários para a utilização otimizada dessa fonte de energia. Pois a tecnologia requerida por esses reatores e suas unidades associadas são mais complexas e com um nível muito menor de experiência quando comparada com a tecnologia de água leve amplamente utilizada nas usinas nucleares em operação [4].

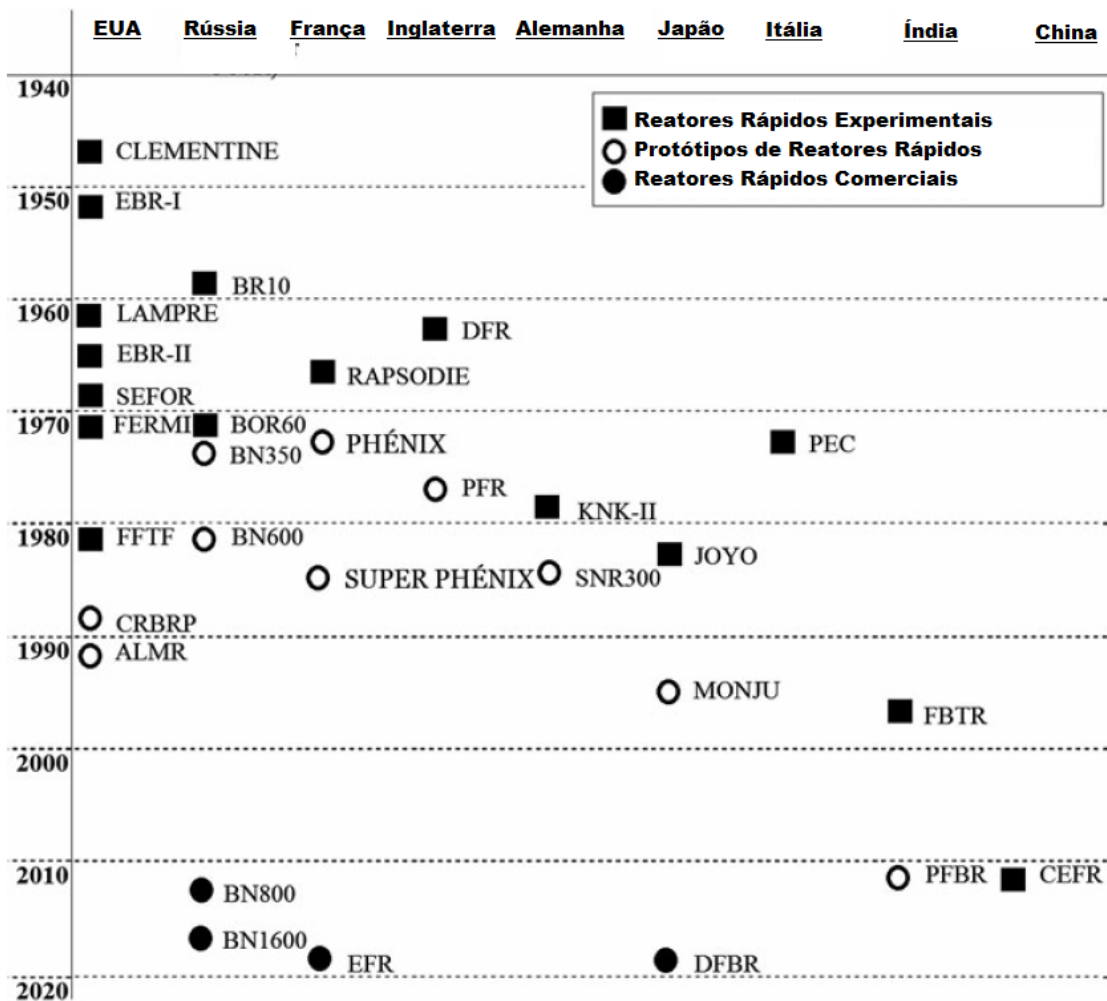


FIG. 2.3: Histórico de desenvolvimento de Reatores Rápidos.
 Fonte: Waltar *et al.* [4] - Adaptado.

2.3 FÍSICA BÁSICA DE REATORES RÁPIDOS

2.3.1 TRANSMUTAÇÃO

Em todos os reatores rápidos pode ocorrer a conversão de um isótopo fértil (^{238}U , ^{240}Pu , ^{232}Th , ^{234}U) via captura neutrônica (n, γ) num isótopo físsil (^{239}Pu , ^{241}Pu , ^{233}U , ^{235}U). Todo processo de absorção de nêutrons que não resulta na fissão e leva a produção de novos núclídeos é chamado de transmutação. Os isótopos férteis mais abundantes são o ^{232}Th e o ^{238}U e seus produtos originados são o ^{233}U e o ^{239}Pu , devido a ocorrência da transmutação, seguida de dois decaimentos beta [2]. A Figura 2.4 ilustra o processo descrito.

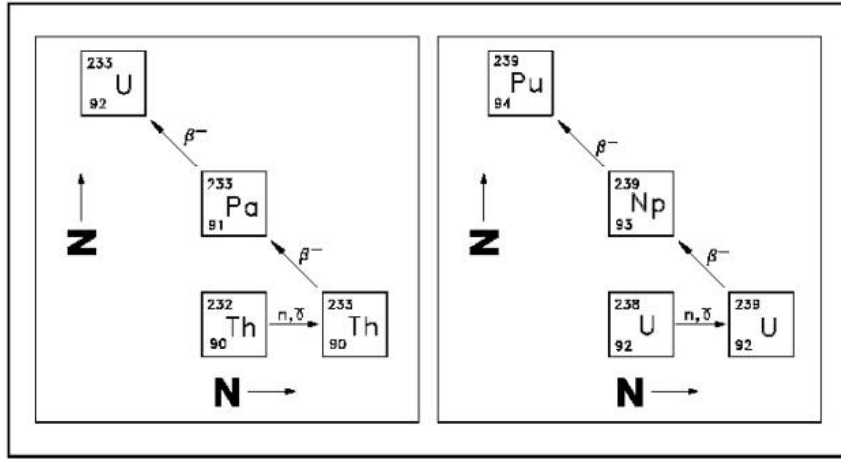


FIG. 2.4: Transmutação de ^{232}Th e o ^{238}U .
 Fonte: Duderstard e Hamilton [2] - Adaptado.

2.3.2 RAZÃO DE CONVERSÃO

Para classificar um reator como regenerador (“*breeder*”), o reator deve gerar mais material físsil do que consome. Assim há dois fatores que avaliam a capacidade de regeneração: razão de conversão e tempo de dobramento [4]. A razão de conversão é definida da seguinte forma:

$$RC = \frac{\text{Taxa de produção de Nuclídeos Físseis}}{\text{Taxa de consumo de Nuclídeos Físseis}} \quad (\text{EQ. 2.1})$$

Se essa razão for maior do que 1, ou seja, mais material físsil é produzido do que é consumido, o reator é chamado de regenerador (“*breeder*”). Se a razão for entre 0,7 e 1, denomina-se conversor (“*converter*”) e menor que 0,7, queimador (“*burner*”) [4].

2.3.3 TEMPO DE DOBRAMENTO

O tempo de dobramento é o tempo necessário para um reator regenerador produzir material físsil novo suficiente para iniciar um carregamento de combustível novo de um reator nuclear e está ilustrado na Figura 2.5 [5].

O tempo de dobramento pode ser expresso segundo a equação abaixo:

$$TD = \frac{\text{Massa de Material Físsil (kg)}}{\text{Taxa de Material Físsil Excedente (kg/ano)}} \quad (\text{EQ. 2.2})$$

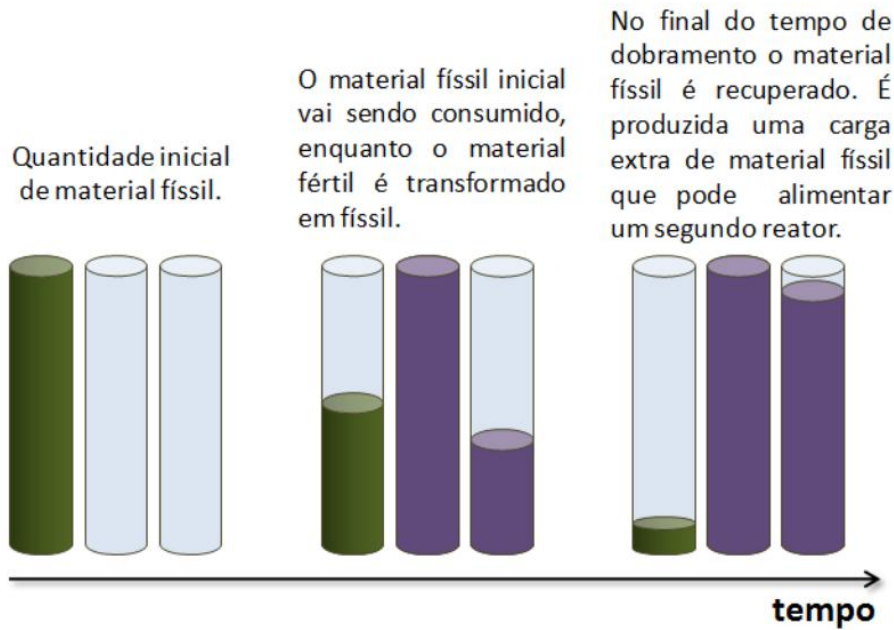


FIG. 2.5: Tempo de Dobramento.
 Fonte: Oliveira [5].

2.3.4 POTENCIAL MÁXIMO DE RAZÃO DE REGENERAÇÃO

Waltar *et al.* [4] comentam que é possível a ocorrência da regeneração num reator nuclear numa ampla faixa de energia de nêutron. Porém, a razão de conversão adequada pode ser alcançada somente numa dada faixa do espectro de energia para um determinado isótopo. Para isso, eles definem que o potencial máximo da razão de regeneração (RR_{max}) é dado pela expressão abaixo, onde η é o número médio de nêutrons produzidos por nêutrons absorvidos.

$$RR_{max} = \bar{\eta}(E) - 1 \quad (\text{EQ. 2.3})$$

Quanto maior o valor de η , maior a razão de regeneração. A variação de η com a energia é dada pela Figura 2.6.

Pode-se estabelecer um critério mínimo de regeneração, mostrando a significância do gráfico exibido na Figura 2.6. Waltar *et al.* [4] discorrem que um balanço de nêutrons no reator pode estimar o valor mínimo para a ocorrência da regeneração. Dado que η é o número de nêutron produzido por nêutron absorvido, o destino desses η nêutrons será:

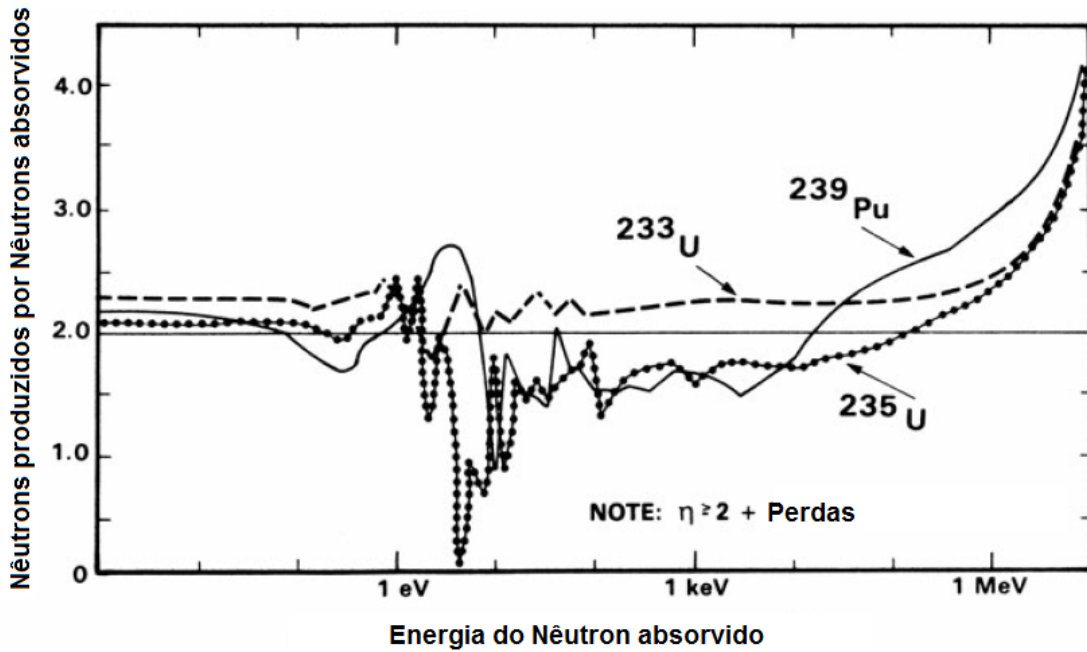


FIG. 2.6: Variação de η para os isótopos fissíveis.
 Fonte: Waltar *et al.* [4] - Adaptado.

- Um nêutron deve ser absorvido pelo isótopo físsil de forma a dar continuidade à reação em cadeia;
- L nêutron são os nêutrons perdidos principalmente por captura radioativa no próprio combustível ou absorvidos pelos materiais que compõem a estrutura;
- Um nêutron deve estar disponível para tornar os isótopos férteis, fissíveis.

A relação que define o número mínimo de η para a regeneração é:

$$\eta \geq 2 + L \quad (\text{EQ. 2.4})$$

Reexaminando a Figura 2.6, dado que o valor mínimo de η para a regeneração é 2 e que 90% das fissões num reator rápido usando óxido misto ($\text{UO}_2\text{-PuO}_2$) ocorrem acima de 10 keV, pode-se eleger o ^{239}Pu como a melhor escolha para a regeneração. A Figura 2.6 também mostra que o ^{233}U só é um candidato realístico para a regeneração em reatores térmicos.

2.4 DESCRIÇÃO TÉCNICA DE REATORES RÁPIDOS

Nos reatores nucleares, a fissão origina a energia térmica no elemento combustível. Parte dessa energia é transferida por condução através do próprio elemento combustível, do *gap* e do revestimento até ser removida por convecção pelo refrigerante que circula entre as varetas de combustível [16].

Os materiais estruturais precisam suportar temperaturas mais altas, doses mais altas de nêutrons e um ambiente extremamente corrosivo, ultrapassando a experiência nas atuais plantas nucleares [17]. A escolha do combustível e dos materiais para reatores rápidos regeneradores é governada pela combinação de um conjunto único de condições operacionais com a segurança e confiabilidade dos componentes [18].

2.4.1 ELEMENTO COMBUSTÍVEL

Os candidatos prováveis a combustíveis de reatores rápidos são: mistura de óxidos de urânio e plutônio (MOX - UO_2 - PuO_2), carbonetos (UC - PuC), metais (U - Pu) e nitritos (UN - PuN). Combustíveis a base da mistura de urânio e tório-233 também podem ser utilizados, porém valores maiores de razão de conversão e vantagens econômicas corroboram a predileção pela mistura de óxido de urânio e plutônio como combustível [4].

Outras razões pela preferência pelo MOX é sua alta capacidade de irradiação em termos de energia por unidade de massa (i.e., alto *burnup*) e altos valores de densidade linear de potência. A densidade linear de potência expressa em termos da capacidade de remoção de calor por unidade de comprimento, para uma geometria cilíndrica e uma taxa de geração de calor uniformemente distribuída pela pastilha de combustível (serão apresentados os passos para obtenção dessa equação na seção 4.2.1), é uma função da condutividade térmica e das temperaturas da região central e periférica do combustível, pela expressão [1]:

$$q' = 4\pi \int_{T_{s,f}}^{T_{c,L}} k_f(T) dT \quad (\text{EQ. 2.5})$$

Onde:

$k_f(T)$ = Condutividade Térmica do Combustível (W/m²K)

T_{cL} = Temperatura Central do Combustível (K)

T_{sf} = Temperatura Superfície do Combustível (K).

Conforme dados apresentados na Tabela 2.2, o combustível MOX apresenta alto ponto de fusão ($\sim 2750^\circ\text{C}$), o que compensa seu baixo valor de condutividade térmica quando comparado aos outros candidatos a combustível [19].

TAB. 2.2: Propriedades físicas das misturas de óxidos, carbonetos e nitritos de urânio e plutônio (20%Pu).

| Tipo de Combustível | UO ₂ -PuO ₂ | UC - PuC | UN - PuN |
|--|-----------------------------------|----------|----------|
| Ponto de fusão (°C) | 2750 | 2480 | 2650 |
| Densidade teórica (gcm ⁻³) | 11,06 | 13,6 | 14,3 |
| Condutividade Térmica a 1000°C (W/mK) | 3,0 | 20,5 | 20,0 |
| Coefficiente Linear de Expansão Térmica (x10 ⁻⁶) | 10,7 | 14,7 | 12,5 |

Fonte: Somers *et al.* [19].

O elemento combustível de um reator rápido consiste de pilhas axial de pastilhas cilíndricas combustíveis revestidas por um tubo metálico (*cladding*). O revestimento provê integridade estrutural para o elemento combustível, além de evitar o contato direto do combustível com o refrigerante primário [3].

O núcleo do reator rápido é mais compacto do que o núcleo de um reator PWR por não requerer a presença de moderador, sendo necessária somente uma fração de refrigerante mínima para a remoção de calor do canal. As pastilhas combustíveis seguem um arranjo triangular, formando um elemento combustível hexagonal, como pode ser visto na Figura 2.7 [15].

Outra distinção quanto aos reatores PWR, é a menor dependência do diâmetro da pastilha de combustível nas considerações de transferência de calor, visto que a densidade de potência é função das temperaturas do centro e da superfície, além da condutividade térmica. Os valores de diâmetros típicos de pastilhas combustíveis de mistura de óxidos ficam entre 6 e 9 mm, sendo aproximadamente dois terços dos valores apresentados pelos reatores refrigerados por água [4].

O núcleo ativo é envolto por materiais que têm a capacidade de interceptar uma parte

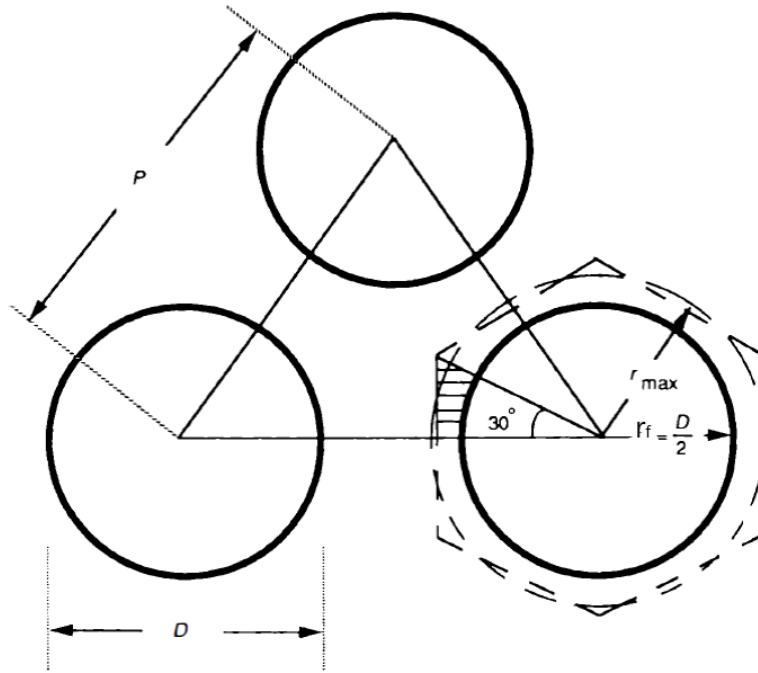


FIG. 2.7: Arranjo típico triangular das varetas combustíveis de reator rápido.
Fonte: Todreas [3].

dos nêutrons que seriam perdidos pelas bordas do núcleo e transformar-se em materiais físeis. Essa estrutura é denominada envoltório fértil (“*blanket*”). Em reatores que operam com plutônio, as varetas mais externas ao núcleo são todas de urânio queimado ou urânio natural, auxiliando, assim, a regeneração do combustível e reduzindo o tempo de dobramento [4].

2.4.2 GAP

No carregamento inicial das pastilhas combustíveis, há uma folga da ordem de 0,005 cm entre as pastilhas e o revestimento, conhecida como *gap*. Antes do início da operação essa folga é preenchida por gás hélio, e fornece grande resistência ao fluxo de calor. Inicialmente, quando o *gap* está aberto, a queda de temperatura através dele é uma ordem de magnitude maior do que a queda de temperatura no revestimento ou no filme do refrigerante [2].

Após o início das operações, pequenas quantidades de gases de fissão, tais como xenônio e criptônio são liberados. Evidências experimentais com pastilhas de combustíveis indicam que o *gap* se fecha após um curto período de tempo devido à dilatação e microfissuras da pastilha pela expansão térmica (Figura 2.8). Assim, a resistência térmica do *gap*

diminui significativamente. Mesmo após o fechamento do *gap*, a queda de temperatura ainda permanece superior à apresentada pelo revestimento e pelo filme de refrigerante [2].

Com o *gap* aberto, pode ocorrer transferência de calor por condução, convecção e radiação. No entanto, a temperatura permanece baixa durante uma operação normal e o mecanismo de transferência de calor por condução é superior. O mesmo ocorre quando o *gap* está fechado [1].

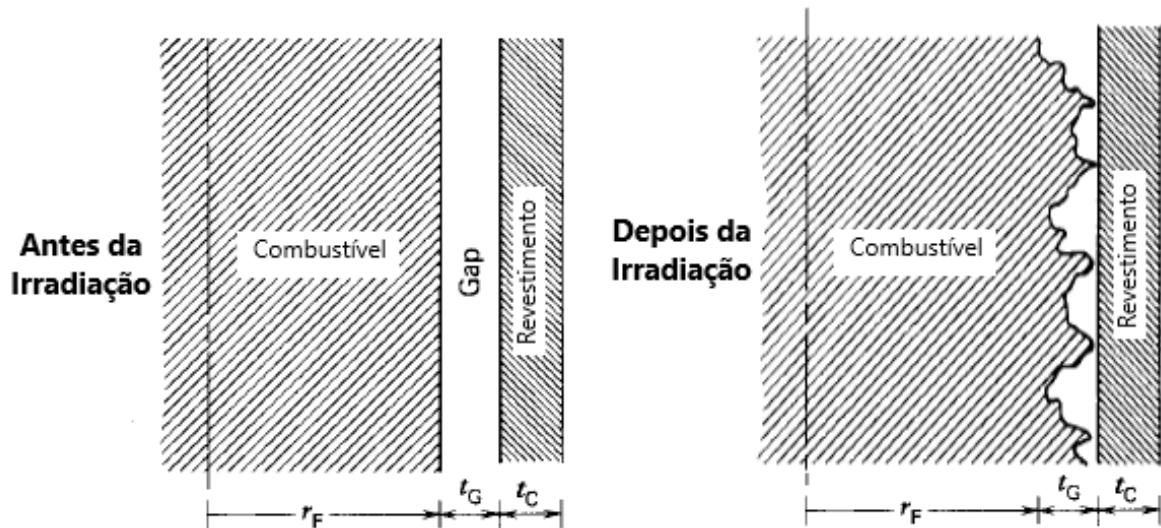


FIG. 2.8: *Gap* Aberto e Fechado.
Fonte: Duderstard e Hamilton [2] - Adaptado.

2.4.3 REVESTIMENTO

O revestimento é uma barreira para prevenir a liberação dos produtos de fissão radioativos no refrigerante, sendo também um elemento de extrema importância para a integridade e segurança do reator. Nos reatores rápidos, apesar do escoamento do refrigerante ocorrer a baixa pressão, o revestimento está sujeito a um ambiente com temperaturas altas e variantes, radiação intensa, inchamento do combustível e ação corrosiva pelos produtos de fissão [18].

Devido ao requerimento de materiais resistentes às altas temperaturas e ao inchamento, além da compatibilidade com a mistura de óxidos e com o refrigerante, materiais utilizados nos reatores comerciais atuais não podem ser empregados em reatores rápidos.

Um exemplo é a ampla utilização de ligas de zircônio no revestimento de reatores de água leve e pesada. As ligas de zircônio apresentam aceitável resistência mecânica para temperaturas inferiores a 380°C em condições normais de operação, inviabilizando o uso para revestimento de reatores rápidos [17].

Nos reatores rápidos, o revestimento deve ainda resistir às consequências macroscópicas das alterações microestruturais contínuas do deslocamento atômico (medidas em dpa - *displacements per atom*) provocado pela colisão de nêutrons energéticos com núcleos atômicos. Os candidatos metálicos para o material do revestimento de reatores rápidos resfriados a sódio líquido são as ligas ferrítico-martensíticas e os aços inoxidáveis austeníticos [20].

As ligas ferrítico-martensíticas são uma classe de aço que vem sendo desenvolvidas e aperfeiçoadas por apresentam menor inchamento e devido à sua composição química mostrar uma propriedade interessante para reatores rápidos: a atividade reduzida. Por outro lado, as propriedades mecânicas dos aços ferrítico-martensíticos restringiam seu uso em temperaturas acima de 550°C, mas com a fina dispersão de partículas, possibilitou a utilização em ambientes com temperaturas mais elevadas, na ordem de 650°C. Essas ligas são conhecidas como ligas ferrítico-martensíticas endurecidas por dispersão de óxidos (ODS) [21].

Já as ligas de aços inoxidáveis austeníticos apresentam boa resistência à deformação em altas temperaturas, além de resistência à corrosão e oxidação, porém seu uso é limitado a doses inferiores a 100 dpa. Um exemplo dessa liga é o SS316. As qualidades e o custo relativamente baixo, fazem do SS316 um dos principais materiais referenciados para o revestimento do elemento combustível nos reatores rápidos [17].

2.4.4 REFRIGERANTE

Nos ciclos de potência, um refrigerante primário circula através do núcleo do reator para a extração da energia, a qual, num estágio final, será convertida em eletricidade por uma turbina. Num reator PWR, tem-se dois sistemas de refrigeração: primário, onde o refrigerante é mantido no estado de líquido sub-resfriado e secundário, onde o refrigerante encontra-se no estado de vapor [3].

Os requerimentos primários para um refrigerante de um reator de espectro rápido são: (1) minimizar a moderação de nêutrons, (2) remover adequadamente o calor e (3) minimizar a absorção de nêutrons. Além disso, ainda é desejável que o refrigerante apresente baixo custo, reduzidas perdas no bombeamento e baixa taxa de corrosão [3]. O primeiro requerimento elimina o uso de água e refrigerantes orgânicos. As características de maior preocupação para o projeto de sistema de refrigeração são a transferência de calor e a potência requerida para bombeamento do refrigerante.

Com o intuito de avaliar o refrigerante mais adequado para o projeto de reatores rápidos, apresenta-se alguns parâmetros térmicos e hidráulicos de alguns refrigerantes na Tabela 2.3.

TAB. 2.3: Comparação das propriedades termo-físicas de refrigerantes.

| Propriedade | Água | Sódio | Hélio |
|-------------------------------|-------|-------|--------|
| Pressão (bar) | 100 | 10 | 40 |
| Temperatura (K) | 340 | 540 | 340 |
| Velocidade, u_z (cm/s) | 400 | 400 | 16000 |
| Condutividade Térmica (W/cmK) | 0,004 | 0,542 | 0,002 |
| Massa específica (g/cm^3) | 0,70 | 0,85 | 0,0024 |

Fonte: Duderstard e Hamilton [2] e Chenu [22].

Analisando os dados da Tabela 2.3, percebe-se que o refrigerante com o melhor valor de parâmetro térmico é o metal líquido, representado pelo sódio (Na), visto que a condutividade dele é 135 vezes maior que a da água, para uma mesma velocidade de escoamento. Nota-se também o alto valor da velocidade do gás para alcançar uma capacidade de transferência de calor comparável a um líquido (velocidade do hélio é 40 vezes maior que a do sódio). Esses altos valores de velocidade demandam alta potência para o bombeamento.

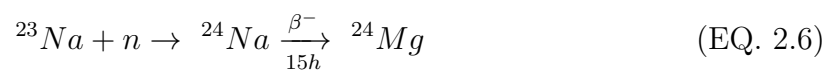
Um efeito importante da alta condutividade de metais líquidos é que mesmo escoando em condições de fluxo laminar, esses fluidos absorvem calor, principalmente por condução; contrastando com refrigerantes líquidos não metálicos onde a transferência de calor ocorre principalmente como resultado da movimentação do fluido [1]. Isso ocorre pelo fato de que nos metais, a condução de calor é transportada por um efeito adicional: o movimento livre dos elétrons [23].

Os principais refrigerantes de metal líquido empregados são o sódio e o chumbo. O sódio tem temperatura de fusão menor que a do chumbo e melhores propriedades termo-

físicas, porém é quimicamente ativado e tem baixo ponto de ebulição, enquanto que o chumbo é quimicamente inerte, mas altamente corrosivo para o aço. Uma das maiores desvantagens do emprego de refrigerantes de metal líquido são as altas temperaturas de fusão (temperatura de fusão do sódio a pressão atmosférica = 98°C) necessitando de aquecimento para prevenir a solidificação do metal em caso de desligamento. Outra característica negativa do sódio é sua natureza química altamente reativa: sódio metálico reage violentamente com água e a energia liberada por essa reação altamente exotérmica, inflama o gás hidrogênio formado, causando explosões [4].

Devido a sua maior capacidade de remoção de calor, a refrigeração propiciada pelo sódio líquido consegue uma menor temperatura no revestimento e no combustível e assim aumenta a densidade linear de potência, sendo a primeira opção como refrigerante de reatores rápidos. Além das excelentes propriedades térmicas, o sódio possui alto ponto de ebulição (882°C a 1 atm), possibilitando a operação a baixa pressão com alta eficiência energética (~40 %), não requerendo a utilização de materiais especiais de revestimento [15].

Infelizmente o sódio absorve nêutrons, até mesmos nêutrons rápidos, levando à formação de um beta-gama emissor Na^{24} com meia vida de 15 horas. Então o sódio que entra em contato com o reator se torna radioativo. Consequentemente, o reator rápido resfriado por metal líquido emprega três sistemas de refrigeração: um sistema primário de sódio, um intermediário também de sódio e um sistema de vapor de água que alimenta o ciclo termodinâmico. Dessa forma, o sódio radioativo do circuito primário fica isolado do vapor d'água que circula através da turbina, do condensador e dos componentes associados de uma planta convencional [3].



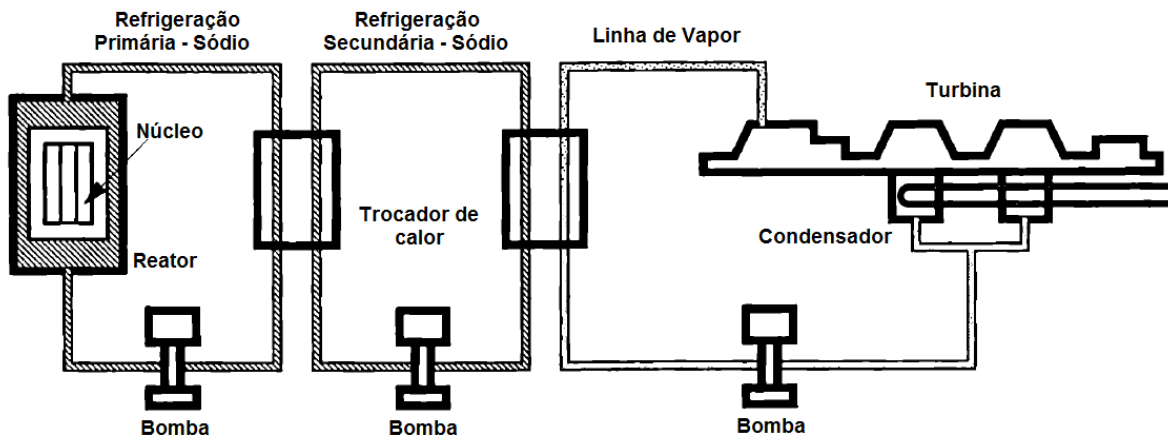


FIG. 2.9: Sistema de refrigeração ternário.

Fonte: Todreas *et al.* [3] - Adaptado.

O sistema primário de um reator rápido pode ser do tipo circuito (“loop”) ou do tipo piscina (“pool”). Na configuração *loop*, os trocadores de calor do sistema primário estão localizados fora do vaso do reator. Já na configuração *pool*, como o empregado no *Superphenix*, os trocadores do sistema primário ficam alojados no interior do vaso do reator, conforme pode ser visto na Figura 2.10 [24].

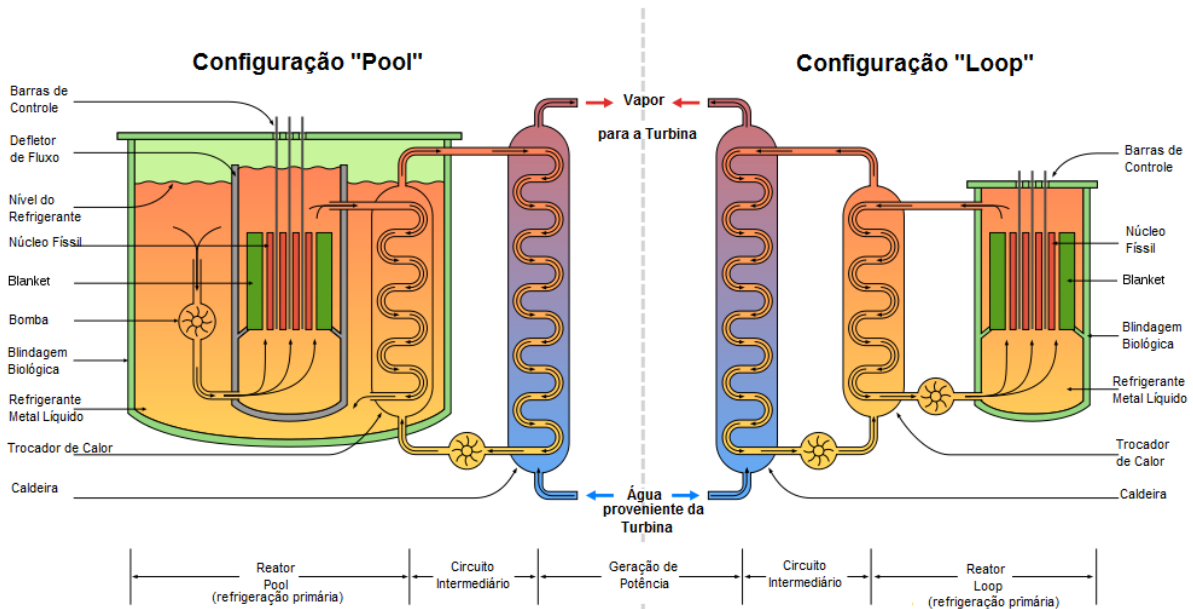


FIG. 2.10: Configuração de sistema primário de reator rápido - Pool e Loop

Fonte: Sofu [24] - Adaptado.

2.5 POTÊNCIA

2.5.1 DENSIDADE DE POTÊNCIA

As pastilhas combustíveis de MOX para reatores rápidos apresentam uma razão mássica Pu/U+Pu entre 15 e 40 % [25]. Essa concentração elevada de material físsil e a ausência de qualquer moderador compactam o núcleo do reator rápido e aumentam a densidade de potência. No combustível, a densidade de potência de fissão não é uniforme, pois ocorre a depressão do fluxo térmico pela autoblindagem, além do carregamento não apresentar enriquecimento uniforme. Conseqüentemente, a taxa em que ocorre a fissão no combustível e portanto, a taxa de produção de calor, varia de vareta a vareta no elemento combustível, além de ser uma função da posição para uma dada vareta [4].

A distribuição de temperatura acompanha essa não uniformidade e é uma função do tempo, pois a distribuição de potência mudará ao longo da vida útil do núcleo, conforme ocorre a “queima” do combustível. Um procedimento comum para contornar as variações de temperatura no núcleo é estimar as condições operacionais do caso mais extremo, isto é, onde o fluxo de calor e o aumento da entalpia são máximos. A vareta combustível que apresenta tais características é denominada canal quente e fica localizada na posição mais central do reator. Portanto, projetar o núcleo, garantindo um desempenho satisfatório para esse canal quente, impõe ao projeto um caráter conservativo [2].

Sendo ϵ a energia depositada localmente no combustível por fissão, Σ_f a seção de choque macroscópica de fissão e $\phi(z)$ a distribuição axial do fluxo de nêutrons, a densidade de potência pode ser expressa:

$$q'''(z) = \epsilon \Sigma_f \phi(z) \quad (\text{EQ. 2.7})$$

A função que representa o fluxo de nêutrons dependente do raio r e da posição z ao longo do canal, com o raio (\tilde{R}) e o comprimento extrapolado da vareta combustível (\tilde{H}):

$$\phi(r, z) = \phi_{max} J_0 \left(\frac{2,405 r_f}{\tilde{R}} \right) \cos \left(\frac{\pi z}{\tilde{H}} \right) \quad (\text{EQ. 2.8})$$

onde J_0 é a função de Bessel de 1ª espécie e ordem zero.

Uma vez que as varetas de combustível apresentam a forma de cilindros finos, considera-se que a dependência radial do fluxo de nêutrons é desprezível, e, conseqüentemente, a densidade de potência é uniforme em cada volume de controle axial. Esta aproximação se torna mais verdadeira a medida que a espessura do combustível fica menor [1]. Assim a expressão do fluxo axial de nêutrons dependente da posição z toma a forma:

$$\phi(z) = \phi_{max} \cos\left(\frac{\pi z}{\tilde{H}}\right) \quad (\text{EQ. 2.9})$$

Por conseguinte, a expressão da densidade de potência na direção axial será:

$$q'''(z) = \epsilon \Sigma_f \phi_{max} \cos\left(\frac{\pi z}{\tilde{H}}\right) = q'''_{max} \cos\left(\frac{\pi z}{\tilde{H}}\right) \quad (\text{EQ. 2.10})$$

2.5.2 DENSIDADE LINEAR DE POTÊNCIA

A densidade linear de potência se relaciona com a densidade de potência e com o raio da superfície externa do combustível (r_f), por intermédio da expressão:

$$q'(z) = \pi r_f^2 \left[q'''_{max} \cos\left(\frac{\pi z}{\tilde{H}}\right) \right] = q'_{max} \cos\left(\frac{\pi z}{\tilde{H}}\right) \quad (\text{EQ. 2.11})$$

A densidade de potência linear média pode ser obtida pela seguinte expressão:

$$\bar{q}' = \frac{1}{H} \int_{H/2}^{-H/2} q'_{max} \cos\left(\frac{\pi z}{\tilde{H}}\right) dz = q'_{max} \frac{2\tilde{H}}{H\pi} \text{sen}\left(\frac{\pi H}{2\tilde{H}}\right) \quad (\text{EQ. 2.12})$$

A partir do valor da potência linear média, pode-se encontrar a potência extraída de cada vareta pela multiplicação do comprimento ativo:

$$P_V = \bar{q}' H \quad (\text{EQ. 2.13})$$

e então a potência total, multiplicando pelo número de varetas:

$$P_T = P_V \times N_v \quad (\text{EQ. 2.14})$$

2.6 EFEITO DA TEMPERATURA

Do ponto de vista termodinâmico, o reator nuclear é um dispositivo no qual a energia é transformada e transferida a um fluido em movimento. A energia é removida do reator fundamentalmente por dois processos de transferência de calor: condução e convecção [1].

Na condução térmica, ocorre a transferência de energia através de um meio material, sem transporte de matéria, como resultado da diferença de temperatura. A energia térmica se propaga de partícula para partícula do meio devido ao contato físico. À medida que recebem calor, os átomos ou moléculas do corpo vibram mais intensamente e a energia cinética dessas partículas é transferida sucessivamente de uma partícula para outra, essa transferência de energia cinética é a propagação de calor [23].

A convecção de calor envolve a movimentação macroscópica de um fluido (advecção) aliada à condução e também resulta da diferença de temperatura. A presença da movimentação do fluido intensifica a transferência de calor. Denomina-se convecção forçada, quando essa movimentação se dá por agentes externos como bombas e ventiladores. Há ainda a transferência de calor por radiação, mas esse processo só tem uma importância relativa quando se trata de reator com sistema de resfriamento por gases [23].

Na perspectiva termodinâmica, almeja-se a maior temperatura possível do refrigerante, já que o mesmo atua como fonte de calor para o ciclo de potência. Todavia, considerações térmicas dominam a análise de risco de um projeto de um reator. Os limites de projetos são estabelecidos visando a demonstração de um requisito funcional que seja satisfeito ante a determinada condição de projeto. Esses limites garantem que haja uma baixa probabilidade de falha pertinente ao requisito funcional [26].

As principais limitações no desempenho térmico do núcleo visam garantir a integridade da vareta combustível evitando temperaturas excessivas e incluem: evitar a fusão do núcleo e do revestimento, manter o fluxo de calor abaixo do valor permitido pelas condições de refrigeração (ou seja, a temperatura do refrigerante não pode exceder a temperatura de ebulição) e limitar a fadiga e o inchamento da pastilha de combustível devido a liberação de gases de fissão e o “gradiente” térmico no revestimento. As temperaturas limites da pastilha combustível, do revestimento e do sódio estão ilustradas na Tabela 2.4.

Acima da temperatura de 830°C, ocorre notável redução da resistência do aço ino-

TAB. 2.4: Temperaturas máximas.

| Pastilha de Combustível | Revestimento | Refrigerante |
|-------------------------|--------------|--------------|
| < 2650°C | < 830°C | < 920°C |

Fonte: Yamada *et al.* [27].

xidável. Ultrapassando o limite de 920°C no refrigerante (com uma pressão ligeiramente superior a 1 atm), ocorre a formação de duas fases, líquida e gasosa, alterando a capacidade de remoção de calor.

Perrota [26] alerta que deve haver um valor suficiente de margem dos limites para que as incertezas inerentes às previsões analíticas ou experimentais não resultem numa violação ao limite imposto ao requisito funcional. Além disso, como o projeto de reatores assume um caráter conservativo, o estado estacionário deve conter uma margem ainda maior nas temperaturas máximas suportadas. Estabelecendo uma folga de 20% nas temperaturas limites, a temperatura do combustível não deve ultrapassar 2395 K (2122°C) e a temperatura do revestimento deve ser inferior a 937K (664°C) [27]. Para o refrigerante, a margem aplicada deve ser maior, situada na faixa de 40%. Assim a temperatura de saída do sódio deve restringir-se até 873K (600°C) [24].

A análise termo-hidráulica permite a determinação da distribuição de temperatura através do núcleo para uma dada potência e condições iniciais de refrigerante. Assim deve-se determinar a potência máxima permitida na qual o reator pode operar, respeitando as restrições térmicas [2].

O ponto inicial do projeto do sistema de refrigeração é a determinação da distribuição espacial do calor produzido no reator. A energia liberada na fissão aparece de inúmeras formas, tais como energia cinética dos fragmentos de fissão, raios γ prontos, raios γ e β do decaimento dos produtos de fissão e a emissão dos neutrinos. Com exceção dos neutrinos, virtualmente todas as demais formas de energia são absorvidas em alguma parte do reator, sendo depositadas em diferentes locais [1].

2.6.1 DESCRIÇÃO GEOMÉTRICA DA VARETA DE COMBUSTÍVEL

A vareta de combustível consiste de uma mistura de óxidos de urânio e plutônio (MOX) encerrados num tubo de aço inoxidável 316. Entre as pastilhas de MOX e o reves-

timento, existe uma pequena folga preenchida por gás hélio. Circundando o revestimento temos o refrigerante, sódio líquido, que é responsável pela extração do calor gerado nas pastilhas. A Figura 2.11 esquematiza a descrição acima.

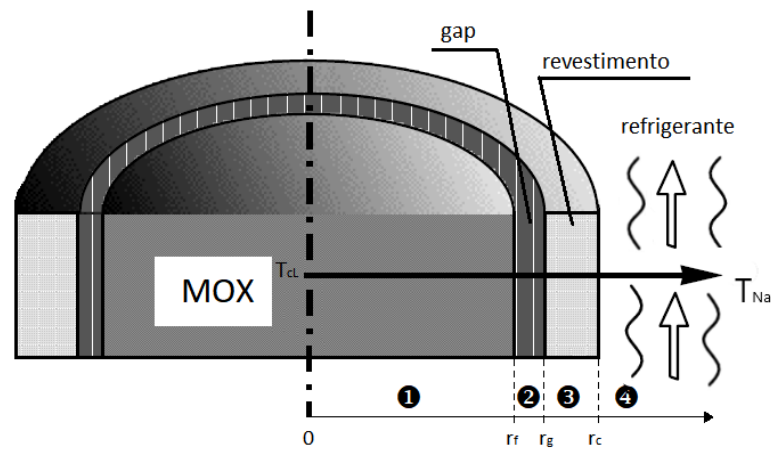


FIG. 2.11: Vareta combustível seccionada.

A energia térmica, gerada pela fissão no combustível, atravessa cada região da vareta até a total remoção pelo refrigerante. Podemos relacioná-las como:

1. Condução de calor através do combustível;
2. Condução de calor através do *gap*;
3. Condução de calor através do revestimento;
4. Transferência de calor da superfície do revestimento para o refrigerante;
5. Convecção forçada do refrigerante transferindo o calor para fora do núcleo.

A análise térmica baseia-se na resolução do balanço de energia utilizando as leis de condução térmica (lei de Fourier) e de convecção térmica (lei de resfriamento de Newton). Para isso, faz-se necessário um levantamento das propriedades termo-físicas dos materiais envolvidos no processo de transmissão de calor, além das propriedades de transporte do refrigerante. Isso será visto no próximo capítulo.

3 PROPRIEDADES TERMO-FÍSICAS

3.1 PROPRIEDADES TÉRMICAS DO ÓXIDO MISTO

3.1.1 CONDUTIVIDADE TÉRMICA DO ÓXIDO MISTO

A condutividade térmica não é uma propriedade que segue a lei das misturas. Existe um grande número de correlações para a condutividade térmica do óxido de urânio, contrastando com um número reduzido para a mistura de óxidos combustíveis. Pesquisas científicas mostram que o valor da condutividade térmica do MOX combustível é menor que o do UO_2 [28].

A condutividade térmica tanto do UO_2 e do MOX combustível é uma função da temperatura, composição do combustível, fração da densidade teórica do combustível (TD) ou porosidade, razão oxigênio para o metal (O/M) e *burnup*.

Diversos estudos apontam que a condutividade térmica do MOX diminui com a temperatura até atingir um valor mínimo ($\sim 1800 - 2000K$), aumentando a partir desse valor. A condutividade térmica do MOX é bem descrita pela contribuição de dois termos: a excitação dos fônons e dos elétrons de condução. Para entender como o calor se propaga através de um material, considere que ele, assim como o som, é realmente o movimento ou vibração de átomos e moléculas. As vibrações de baixa frequência correspondem ao som, enquanto frequências mais altas correspondem ao calor. A cada frequência, os princípios da mecânica quântica determinam que a energia vibracional deve ser um múltiplo de uma quantidade básica de energia, chamada quantum, que é proporcional à frequência. Esses níveis básicos são chamados de fônons de energia.

Winter [29] as descreve através das seguintes expressões:

$$k_{phonon} = \frac{1}{A + BT} \quad (\text{EQ. 3.1})$$

$$k_{eletron} = \frac{C}{T^2} \exp\left(-\frac{D}{T}\right) \quad (\text{EQ. 3.2})$$

onde T é a temperatura e A, B, C e D são constantes determinadas por experimentos.

Abaixo de 2000 K, a condução do calor é efetuada, predominantemente, pelos fônons, ao passo que, para temperaturas acima de 2000 K, a condução se dá pelos elétrons.

A constante A tem origem no espalhamento dos fônons pelos defeitos da rede, enquanto que a constante B vem do processo de espalhamento fônon-fônon. O comportamento da migração dos pares elétron-buraco determina C e D. Phillponneau [30] mostra que A cresce parabolicamente quando a razão O/M se distancia do valor estequiométrico. Bonnerot [31] ressalta que B depende levemente da quantidade de plutônio. Entretanto, Martin [32] e Phillponneau concluem que o efeito pode ser desprezado para os reatores de espectro rápido que utilizam o MOX como combustível. Juntando todo esse conhecimento, a correlação fundamental para o coeficiente de condução de calor se escreve como:

$$k_f = \frac{1}{A_1 + A_2\sqrt{2 - O/M} + A_3 + BT} + \frac{C}{T^2} \exp\left(-\frac{D}{T}\right) \quad (\text{EQ. 3.3})$$

na qual A_1 , A_2 e A_3 também são constantes.

Os dados disponíveis na literatura científica para o MOX cobrem um intervalo de pouco mais de 300 K até 2550 K, ressaltando que acima de 2200 K são poucos os valores disponíveis. A situação é bem diferente para o óxido de urânio UO_2 .

Evidências experimentais apontam que a condutividade térmica do MOX diminui com o aumento da fração do PU_2 até que um mínimo seja alcançado ($\sim 70\%$ de PU_2), aumentando até atingir o valor do PU_2 puro [28]. Em seu trabalho, Inoue [33] avalia a dependência da condutividade térmica com a temperatura para mistura de óxidos com relação O/M próxima da razão estequiométrica (1,995 - 2,004), relacionando diversas correlações de condutividade e, conclui que o efeito da adição de plutônio é pequeno e pode ser negligenciado na determinação do valor da condutividade (vide Figura 3.1).

Duriez *et al.* [34] avaliaram o efeito da adição de plutônio abaixo da relação estequiométrica e concluíram que o aumento percentual do óxido de plutônio na mistura de óxidos, diminui significativamente o valor da condutividade térmica, como pode ser visto na Figura 3.2. O *burnup* altera a razão estequiométrica O/M de combustíveis, principalmente MOX combustível [28].

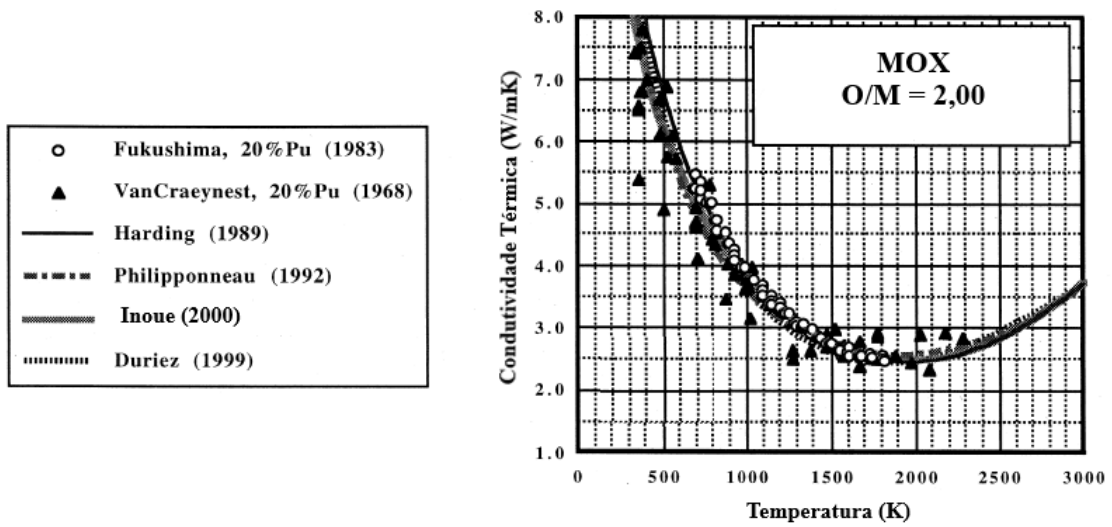


FIG. 3.1: Condutividade Térmica MOX x T ($O/M = 2$)
 Fonte: Inoue [33].

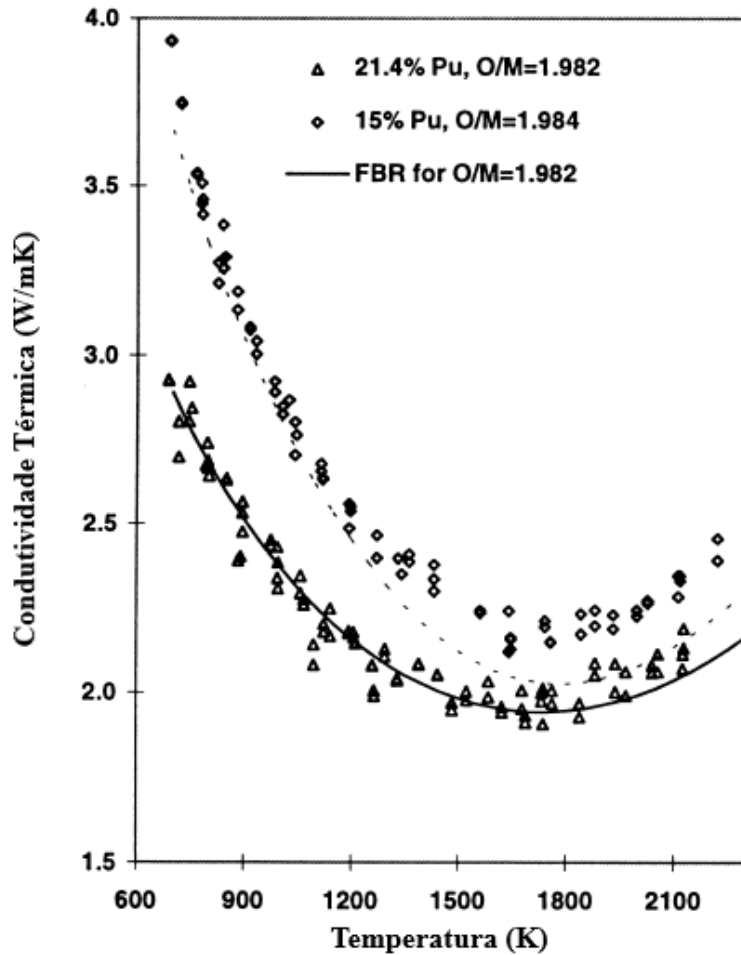


FIG. 3.2: Condutividade Térmica MOX x T ($O/M < 2,00$).
 Fonte: Duriez *et al.* [34].

Na literatura, têm-se as seguintes expressões para a condutividade térmica condizentes com as condições descritas e dadas em W/m.K:

1. Na revisão das principais propriedades termo-físicas realizada por Carbajo *et al.* [28] há a recomendação da seguinte utilização da expressão para a condutividade térmica de uma mistura de óxidos com relação O/M igual a 2:

$$k_f = \frac{1}{0,0375 + 0,0002165T} + \frac{4,715 \cdot 10^9}{T^2} \exp\left(-\frac{16361}{T}\right) \quad (\text{EQ. 3.4})$$

2. A fórmula proposta por Inoue [33] para um intervalo de temperatura de 337 K a 2552 K, uma proporção mássica de plutônio entre 20% e 30%, razão O/M oscilando entre 1,98 e 2,00 e densidade teórica de 94,3% a 96,4% é:

$$k_f = \frac{1}{0,06059 + 2,011 \cdot 10^{-4}T} + \frac{4,715 \cdot 10^9}{T^2} \exp\left(-\frac{16361}{T}\right) \quad (\text{EQ. 3.5})$$

3. Duriez *et al.* [34] enfatiza o uso da expressão da condutividade em função da temperatura dada por:

$$k_f = \frac{1}{0,035 + 0,000286T} + \frac{1,689 \cdot 10^9}{T^2} \exp\left(-\frac{13520}{T}\right) \quad (\text{EQ. 3.6})$$

4. No trabalho de Waltar [4], a expressão para uma mistura de óxido com 80% de urânio e 20% de plutônio, com densidade teórica de 95% e O/M de 2,00 é:

$$k_f = \frac{1}{0,042 + 0,000271T} + 6,9 \cdot 10^{-11}T^3 \quad (\text{EQ. 3.7})$$

3.1.2 TEMPERATURA DE FUSÃO DO ÓXIDO MISTO

A temperatura de fusão é uma propriedade importante no projeto e na avaliação de desempenho seguro de sistemas nucleares. A temperatura de fusão diminui com a irradiação e é alterada por outros parâmetros tais como: concentração de plutônio e actínídeos, além da razão entre oxigênio e metal (O/M). Na mistura de óxidos combustível para reatores de espectro rápido, o grande conteúdo de plutônio, desempenha o papel proeminente no valor da temperatura de fusão.

O trabalho de Calabrese [35] compara algumas das correlações para a temperatura de fusão do MOX (combustível não irradiado) com dados experimentais para o domínio da faixa de concentração de plutônio utilizada nos reatores rápidos e razão O/M entre 1,94 e 2,00, recomendando o uso da predição da temperatura em K pela expressão:

$$T_{fusão} = 2840 - 450 \times C_{Pu} + 273,15 \quad (\text{EQ. 3.8})$$

onde C_{Pu} é a fração de plutônio.

3.2 PROPRIEDADES TÉRMICAS DO GAP

3.2.1 COEFICIENTE DE PELÍCULA DO GAP

Yamada *et al.* [27], em seu trabalho, descrevem um valor conservativo e constante para o coeficiente de transferência de calor no gap: $5678 \text{ W/m}^2\text{K}$ e o mesmo foi utilizado no presente trabalho. Caracterizando a transmissão de calor através do espaçamento, tem-se a condutividade térmica do gap em função da espessura (t_g):

$$k_g \simeq h_g \times t_g \quad (\text{EQ. 3.9})$$

3.3 PROPRIEDADES TÉRMICAS DO REVESTIMENTO

3.3.1 CONDUTIVIDADE TÉRMICA DO REVESTIMENTO

A condutividade do revestimento é fracamente dependente da temperatura e pode ser obtida, em W/m.K , pela expressão [4]:

$$k_c = 9,248 + 0,01571T \quad (\text{EQ. 3.10})$$

3.4 PROPRIEDADES TÉRMICAS E DE TRANSPORTE DO REFRIGERANTE

A convecção é o modo dominante de transferência de calor para um fluido escoando sem mudança de fase. O coeficiente convectivo de transferência (h) é expresso em termos da condutividade térmica do fluido (k_{Na}), do diâmetro hidráulico do canal (D_h) e do

parâmetro adimensional número de *Nusselt* (Nu) [23].

$$h = Nu \frac{k_{Na}}{D_h} \quad (\text{EQ. 3.11})$$

O diâmetro hidráulico, D_h , para uma geometria triangular [2], é definido pela área de escoamento e pelo perímetro molhado da célula. Ele depende do passo p e do diâmetro d da vareta (ver Figura 2.7).

$$D_h = d \left[\frac{2\sqrt{3}}{\pi} \left(\frac{p}{d} \right)^2 - 1 \right] \quad (\text{EQ. 3.12})$$

O valor do número de Nu é determinado empiricamente, a depender do regime de escoamento e do refrigerante. Para metais líquidos, a condutividade térmica molecular é tão alta ($Pr < 0,4$) que o efeito da turbulência gerado pelos altos valores de número de *Reynolds* (Re) torna-se insignificante. A correlação experimental que prediz o comportamento do número de Nu para os metais líquidos é [22]:

$$Nu = A + BPe^C \quad (\text{EQ. 3.13})$$

onde $Pe = RePr$ é o número de *Peclet* que caracteriza a razão entre a transferência de calor por convecção relativa a transferência de calor por condução. A , B e C são constantes dependentes da geometria e das condições de contorno. A constante A reflete o fato que significativa transferência de calor ocorrerá em metais líquidos mesmo levando o número de Re a zero.

$$Re = \frac{\rho u_z D_h}{\mu} \quad (\text{EQ. 3.14})$$

$$Pr = \frac{C_p \mu}{k} \quad (\text{EQ. 3.15})$$

Mikityuk [36] fez uma revisão nas correlações para o cálculo de transferência de calor em metais líquidos num feixe de tubos com geometria triangular e propôs a seguinte

expressão:

$$Nu = 0,047(1 - e^{-3,8(p/d-1)})(Pe^{0,77} + 250) \quad (\text{EQ. 3.16})$$

Essa correlação foi estabelecida para razão passo diâmetro no intervalo $1,1 \leq p/d \leq 1,95$ e Pe entre 30 e 5000.

3.4.1 CALOR ESPECÍFICO DO SÓDIO

Apesar das dificuldades existentes nas medidas de calor específico dos metais líquidos em geral, correlações bastante representativas estão disponíveis na literatura científica. Entre as mais citadas e utilizadas, estão as do Sobolev [37]. Ele recomenda a utilização da expressão, dada em J/kg.K:

$$C_p = 1658 - 0,8479T + 4,454 \times 10^{-4}T^2 - 3,001 \times 10^6T^{-2} \quad (\text{EQ. 3.17})$$

3.4.2 MASSA ESPECÍFICA DO SÓDIO

O valor da massa específica do sódio no intervalo entre a temperatura de fusão até a temperatura de ebulição, em kg/m³, pode ser obtida pela equação [37]:

$$\rho = 1014 - 0,235T \quad (\text{EQ. 3.18})$$

3.4.3 CONDUTIVIDADE TÉRMICA DO SÓDIO

A dependência da condutividade térmica do sódio líquido com a temperatura é praticamente linear, podendo ser encontrada em W/m.K pela expressão [37]:

$$k_{Na} = 104 - 0,0047T \quad (\text{EQ. 3.19})$$

3.4.4 VISCOSIDADE DO SÓDIO

Todos os metais líquidos são fluidos Newtonianos e a dependência da temperatura na viscosidade dinâmica do sódio, em $Pa \times s$, pode ser descrita pela equação [37]:

$$\ln(\mu) = \frac{556,835}{T} - 0,3958\ln(T) - 6,4406 \quad (\text{EQ. 3.20})$$

3.4.5 FATOR DE FRICÇÃO

O modelo recomendado por Chenu [22] para o fluxo turbulento com número de Reynolds acima de 5000 é:

$$f = \frac{0,37}{Re^{0,25}} \quad (\text{EQ. 3.21})$$

3.4.6 PERDA DE PRESSÃO

A perda de pressão através de um canal do elemento combustível é [4]:

$$\Delta p = f \frac{\tilde{H}}{D_h} \frac{\rho u_z^2}{2} \quad (\text{EQ. 3.22})$$

onde \tilde{H} é o comprimento total da vareta combustível.

3.4.7 POTÊNCIA DE BOMBEAMENTO

A potência de bombeamento requerida para o transporte do sódio pode ser estimada em termos da perda de pressão Δp através do núcleo:

$$PP = \Delta p \times A_c \times u_z \times N_v \quad (\text{EQ. 3.23})$$

onde A_c , u_z e N_v referem-se à área da seção transversal, à velocidade média de escoamento e ao número de varetas, respectivamente.

4 TRANSFERÊNCIA DE CALOR A PARTIR DA PASTILHA DE COMBUSTÍVEL

Conforme vimos no Capítulo 2, o núcleo de um reator de potência é composto, geralmente, de elementos cilíndricos chamados varetas. Em quase todas as varetas estão as pastilhas de combustível, o gap e o revestimento. Para alcançarmos o objetivo desse trabalho, é necessário calcular como que a temperatura varia desde a linha central da pastilha de combustível, onde ocorre a temperatura máxima, até a superfície do revestimento. A partir deste ponto, o calor é removido por convecção e um conjunto de propriedades físicas, geometria e escoamento do refrigerante irão garantir que isso aconteça. Na Figura 4.1, tem-se uma ilustração planificada das quatro regiões de interesse .

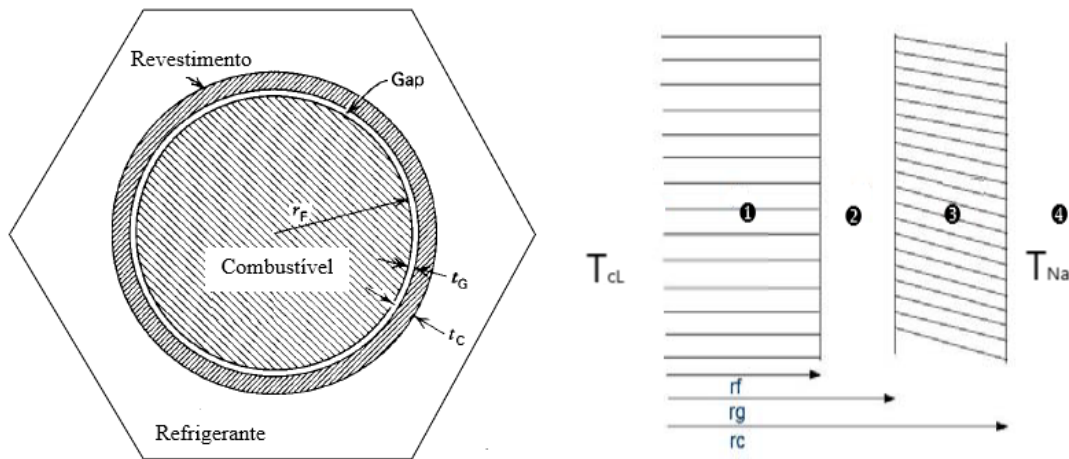


FIG. 4.1: Planificação das regiões analisadas. (1) combustível, (2) gap, (3) revestimento e (4) refrigerante.

A análise térmica do canal médio do núcleo do reator rápido, resfriado a sódio, não difere da análise tradicional de qualquer reator. Todo calor gerado nas pastilhas de combustível deve ser totalmente retirado e levado pelo refrigerante para fora do núcleo. A tarefa do engenheiro é projetar os componentes de tal maneira que esse calor escoe até o refrigerante e que este se adeque e retire, exatamente, dada as suas propriedades físicas, cada Joule que chega. O balanço de energia em cada volume de controle axial fornece a equação que expressa a taxa de variação da energia como uma diferença entre a energia

gerada (q''') e a energia que deixa, por condução, este volume.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho C_p T) = q''' - \nabla \cdot q'' \quad (\text{EQ. 4.1})$$

Onde T é a temperatura local, ρ é a densidade e C_p é o calor específico e q'' é o vetor fluxo de calor que expressa a taxa de calor que é transportada através da superfície. O vetor fluxo de calor proporcional ao gradiente de temperatura, conforme a lei de Fourier:

$$q'' = -k \nabla T \quad (\text{EQ. 4.2})$$

O fluxo de calor é removido pelo refrigerante e modelado pela *lei de Newton do resfriamento*:

$$q'' = h_{Na}(T_c - T_{Na}) \quad (\text{EQ. 4.3})$$

onde h_{Na} , T_c e T_{Na} referem-se ao coeficiente de transferência térmica convectiva do sódio, à temperatura da superfície externa do revestimento e à temperatura do sódio no interior do canal de escoamento, respectivamente.

4.1 TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO ELEMENTO CILÍNDRICO

Algumas considerações simplificadoras vão facilitar o tratamento das equações do balanço de energia. Para isso, as seguintes hipóteses foram levantadas:

- A condução térmica na direção axial é desprezível. Essa consideração é válida desde que o gradiente de temperatura no elemento combustível na direção radial seja muito superior ao gradiente de temperatura na direção axial. A transferência de calor axial ocorrerá fora do elemento combustível via convecção forçada, no refrigerante;
- A densidade da taxa de geração de calor (densidade de potência), representada por q''' , está uniformemente distribuída pela pastilha de combustível;
- A condutividade térmica do combustível e do revestimento é função apenas da temperatura;

- A condutância do *gap* é constante.
- Somente a transferência de calor no estado estacionário será considerada;
- O escoamento do refrigerante é turbulento e monofásico (sódio na fase líquida) e somente se dá na direção axial.

Para um volume de controle axial de uma vareta cilíndrica, com densidade de potência q''' constante, o balanço de energia (EQ. 4.1) radial, aplicando a lei de Fourier (EQ. 4.2), toma o seguinte aspecto:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + q''' \quad (\text{EQ. 4.4})$$

A EQ. 4.4 é dependente do tempo e se aplica aos transientes operacionais ou acidentes e está fora do escopo deste trabalho.

Fazendo a derivada temporal igual a zero, obtém-se a equação de calor para o estado estacionário, objeto deste trabalho. Ela é expressa pela EQ. 4.5. O primeiro termo representa o fluxo líquido de calor que deixa o volume de controle por condução e o segundo termo representa a taxa volumétrica de geração do calor (densidade de potência).

$$0 = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(kr \frac{dT}{dr} \right) + q''' \quad (\text{EQ. 4.5})$$

4.2 SOLUÇÃO ANALÍTICA PARA A TRANSFERÊNCIA DE CALOR NA DIREÇÃO RADIAL EM ESTADO ESTACIONÁRIO

4.2.1 COMBUSTÍVEL

A distribuição de temperatura no estado estacionário na pastilha de combustível de geometria cilíndrica é obtida pela solução da equação do calor aplicada na região de interesse ($0 \leq r \leq r_f$).

$$0 = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(k_f r \frac{dT}{dr} \right) + q''' \quad (\text{EQ. 4.6})$$

$$\frac{d}{dr} \left(k_f r \frac{dT}{dr} \right) = -q''' r \quad (\text{EQ. 4.7})$$

$$d \left(k_f r \frac{dT}{dr} \right) = -q''' r dr \quad (\text{EQ. 4.8})$$

Assumindo que k_f é uma média feita no intervalo de temperatura característico do combustível, a integração da EQ. 4.8 será trivial:

$$\bar{k}_f r \frac{dT}{dr} = -\frac{r^2}{2} q''' + C_1 \quad (\text{EQ. 4.9})$$

Integrando novamente, tem-se a solução geral:

$$T = -\frac{q'''}{4\bar{k}_f} r^2 + C_1 \ln(r) + C_2 \quad (\text{EQ. 4.10})$$

As condições de contorno para a região do combustível são:

1. $\left(\frac{dT}{dr} \right)_{r=0} = 0$
2. $T(r=0) = T_{CL}$

Aplicando a 1ª condição de contorno, tem-se que $C_1 = 0$ e com a 2ª condição de contorno, $C_2 = T_{CL}$, portanto a distribuição de temperatura radial na pastilha combustível será:

$$T(r) = T_{CL} - \frac{q'''}{4\bar{k}_f} r^2 \quad (\text{EQ. 4.11})$$

Escrevendo a densidade linear de potência em função da taxa de geração volumétrica, tem-se:

$$q' = q''' \pi r_f^2 \quad (\text{EQ. 4.12})$$

A equação pode ser reescrita em termos da densidade linear de potência, onde T_f é a

temperatura da pastilha em $r = r_f$:

$$\Delta T |_{\text{Combustível}} = T_{CL} - T_f = \frac{\dot{q}'}{4\pi \bar{k}_f} \quad (\text{EQ. 4.13})$$

4.2.2 GAP

Como não há geração de calor no *gap* a equação de calor para a região de interesse ($r_f \leq r \leq r_g$) toma a forma:

$$0 = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(k_g r \frac{dT}{dr} \right) \quad (\text{EQ. 4.14})$$

Então por integração da EQ. 4.14, tem-se:

$$\bar{k}_g r \frac{dT}{dr} = C_1 \quad (\text{EQ. 4.15})$$

Para satisfazer a continuidade do fluxo de calor, o fluxo que emana da superfície do combustível em contato é igual ao fluxo de calor no *gap*. O fluxo escrito em termos da densidade linear de potência e por conseguinte em termos da taxa volumétrica de geração de calor no combustível é apresentado na EQ. 4.16.

$$\dot{q}'' = -k_g \frac{dT}{dr} \Big|_{r=r_f} = \frac{\dot{q}'}{2\pi r_f} = \frac{\dot{q}''' r_f}{2} \quad (\text{EQ. 4.16})$$

Substituindo a EQ. 4.16 na EQ. 4.15, encontra-se:

$$C_1 = -\frac{\dot{q}''' r_f^2}{2} \quad (\text{EQ. 4.17})$$

Consequentemente, a equação do calor para o *gap* se reduz a:

$$\bar{k}_g r \frac{dT}{dr} = -\frac{\dot{q}''' r_f^2}{2} \quad (\text{EQ. 4.18})$$

Assumindo que k_g é um valor constante e integrando na região de interesse ($r_f \leq r \leq r_g$) entre as temperaturas da superfície da pastilha de combustível (T_f) e a temperatura

da superfície interna do revestimento (T_g):

$$\int_{T_f}^{T_g} dT = -\frac{q''' r_f^2}{2\bar{k}_g} \int_{r_f}^{r_g} \frac{dr}{r} \quad (\text{EQ. 4.19})$$

$$\Delta T|_{gap} = T_f - T_g = \frac{q''' r_f^2}{2\bar{k}_g} \ln\left(\frac{r_g}{r_f}\right) \quad (\text{EQ. 4.20})$$

Como $r_g = r_f + t_g$, onde t_g é a espessura do *gap*, a qual é muito pequena (aproximadamente 0,005cm), pode-se expandir o termo logaritmo

$$r_f \left(\ln \frac{r_f + t_g}{r_f} \right) = r_f \ln(r_f + t_g) - r_f \ln r_f \cong t_g \quad (\text{EQ. 4.21})$$

e reescrever a variação de temperatura no *gap*:

$$\Delta T|_{gap} \approx \frac{q''' r_f}{2} \left(\frac{t_g}{\bar{k}_g} \right) = \frac{q'}{2\pi r_f} \left(\frac{t_g}{\bar{k}_g} \right) \quad (\text{EQ. 4.22})$$

4.2.3 REVESTIMENTO

Assim como na região do *gap*, na região do revestimento também não há geração de calor. Com isso, a equação de calor para a região de interesse ($r_g \leq r \leq r_c$) toma a forma:

$$0 = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(k_c r \frac{dT}{dr} \right) \quad (\text{EQ. 4.23})$$

Integrando a EQ. 4.23, tem-se:

$$\bar{k}_c r \frac{dT}{dr} = C_1 \quad (\text{EQ. 4.24})$$

Pela continuidade do fluxo de calor, o fluxo que atravessa o revestimento é igual ao fluxo de calor advindo da pastilha de combustível.

$$q'' = -k_c \frac{dT}{dr} \Big|_{r=r_c} = \frac{q'}{2\pi r_f} = \frac{q''' r_f}{2} \quad (\text{EQ. 4.25})$$

Substituindo a EQ. 4.25 na EQ. 4.24, encontra-se:

$$C_1 = -\frac{q''' r_f^2}{2} \quad (\text{EQ. 4.26})$$

Dessa forma, a equação do calor para o revestimento se reduz a:

$$\bar{k}_c r \frac{dT}{dr} = -\frac{q''' r_f^2}{2} \quad (\text{EQ. 4.27})$$

Tomando k_c um valor constante e integrando na região de interesse ($r_g \leq r \leq r_c$) entre as temperaturas das superfícies interna (T_g) e externa do revestimento (T_c):

$$\int_{T_g}^{T_c} dT = -\frac{q''' r_f^2}{2\bar{k}_c} \int_{r_g}^{r_c} \frac{dr}{r} \quad (\text{EQ. 4.28})$$

$$\Delta T |_{\text{revestimento}} = T_g - T_c = \frac{q''' r_f^2}{2\bar{k}_c} \ln \left(\frac{r_c}{r_g} \right) \quad (\text{EQ. 4.29})$$

Como $r_c = r_f + t_g + t_c$ e, conforme dito anteriormente, a espessura do *gap* (t_g) é muito pequena e pode ser desprezada.

$$r_g \cong r_f \therefore r_c = r_f + t_c \quad (\text{EQ. 4.30})$$

$$\Delta T |_{\text{revestimento}} = \frac{q''' r_f^2}{2\bar{k}_c} \ln \left(\frac{r_f + t_c}{r_g} \right) \quad (\text{EQ. 4.31})$$

Expandindo o termo logaritmo e reescrevendo a variação de temperatura no revestimento, tem-se:

$$\Delta T |_{\text{revestimento}} \approx \frac{q''' r_f}{2} \left(\frac{t_c}{\bar{k}_c} \right) = \frac{q'}{2\pi r_f} \left(\frac{t_c}{\bar{k}_c} \right) \quad (\text{EQ. 4.32})$$

4.2.4 REFRIGERANTE

O fluxo de calor produzido no combustível que emana da superfície mais externa do revestimento deve ser removido pelo refrigerante. A relação fundamental que descreve a transferência de calor entre um sólido aquecido e um fluido em movimento é a *lei de Newton do resfriamento* expressa na EQ. 4.3.

Por conseguinte, a variação radial da temperatura no refrigerante pode ser calculada pela seguinte expressão:

$$\Delta T |_{refrigerante} = T_c - T_{Na} = \frac{q''}{h_{Na}} = \frac{q'}{2\pi r_c h_{Na}} = \frac{q'}{2\pi(r_f + t_c)h_{Na}} \quad (\text{EQ. 4.33})$$

A queda de temperatura radial através do elemento combustível pode ser encontrada pela seguinte soma:

$$T_{CL} - T_{Na} = \Delta T |_{combustível} + \Delta T |_{gap} + \Delta T |_{revestimento} + \Delta T |_{refrigerante} \quad (\text{EQ. 4.34})$$

$$T_{CL} - T_{Na} = \frac{q'}{2\pi r_f} \left[\frac{r_f}{2\bar{k}_f} + \frac{t_g}{k_g} + \frac{t_c}{k_c} + \frac{r_f}{h_{Na}(r_f + t_c)} \right] \quad (\text{EQ. 4.35})$$

A temperatura central do combustível (T_{CL}) está limitada a permanecer abaixo da temperatura de fusão. Por consequência, a queda de temperatura no elemento combustível está limitada pela temperatura de fusão do combustível, havendo limitações então na densidade de potência linear e no tamanho do reator para operar num desejável nível de potência.

Rearranjando a EQ. 4.35, tem-se:

$$q' = \frac{2\pi(T_{CL} - T_{Na})}{\frac{1}{2\bar{k}_f} + \frac{t_g}{k_g r_f} + \frac{t_c}{k_c r_f} + \frac{1}{h_{Na}(r_f + t_c)}} \quad (\text{EQ. 4.36})$$

Pode-se notar que, para maximizar a a densidade de potência linear, deve-se maximizar os coeficientes de transferência de calor.

4.3 SOLUÇÃO ANALÍTICA PARA A TRANSFERÊNCIA DE CALOR NA DIREÇÃO AXIAL EM ESTADO ESTACIONÁRIO

À medida que o refrigerante escoar no canal da vareta de combustível, ele absorve calor. Como resultado, sua temperatura aumenta continuamente. A Figura 4.2 apresenta, de forma simplificada, uma parte deste canal e a direção de escoamento do refrigerante.

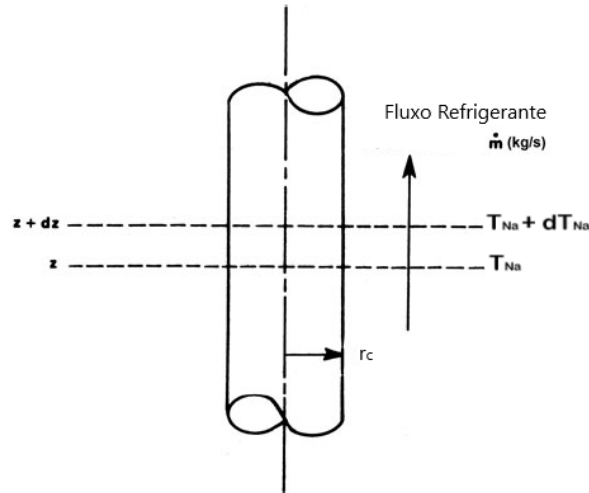


FIG. 4.2: Geometria Axial.
Fonte: Waltar *et al.* [4] - Adaptado.

Porém, esse aumento não é a uma taxa constante, pois a taxa de geração volumétrica de calor (q''') que fora considerada independente do raio, é função da direção posição axial z (ver EQ. 2.11). Considerando o canal de escoamento do refrigerante associado à uma única vareta de combustível, o balanço da energia térmica, removida pelo refrigerante no elemento dz , será escrito como:

$$\dot{m}C_p dT = q''(2\pi r_f) dz = q'(z) dz \quad (\text{EQ. 4.37})$$

\dot{m} é a vazão mássica do refrigerante, obtida através do produto da massa específica, da área de escoamento e da velocidade:

$$\dot{m} = \rho \cdot A \cdot u_z \quad (\text{EQ. 4.38})$$

Integrando a EQ. 4.37 ao longo de um canal de refrigerante com entrada $z = H/2$

(onde H é o comprimento ativo da vareta combustível), e considerando C_p e ρ constantes, tem-se:

$$\dot{m}C_p \int_{T_{ent}}^{T_{Na}} dT = q'_{max} \int_{-H/2}^z \cos(\pi z' / \tilde{H}) dz' \quad (\text{EQ. 4.39})$$

$$T_{Na}(z) - T_{ent} = \frac{q'_{max} \tilde{H}}{\pi \dot{m} C_p} \left[\text{sen} \left(\frac{\pi z}{\tilde{H}} \right) + \text{sen} \left(\frac{\pi H}{2\tilde{H}} \right) \right] \quad (\text{EQ. 4.40})$$

Assim, a distribuição da temperatura do refrigerante (T_{Na}) ao longo da direção axial é dada pela equação:

$$T_{Na}(z) = T_{Na}^{ent} + \frac{q'_{max} \tilde{H}}{\pi \dot{m} C_p} \left[\text{sen} \left(\frac{\pi z}{\tilde{H}} \right) + \text{sen} \left(\frac{\pi H}{2\tilde{H}} \right) \right] \quad (\text{EQ. 4.41})$$

Para encontrarmos a distribuição axial de temperatura do revestimento (T_c), da superfície (T_f) e da linha central (T_{cL}) do combustível, fazemos um balanço energético na direção axial conforme Figura 4.3.

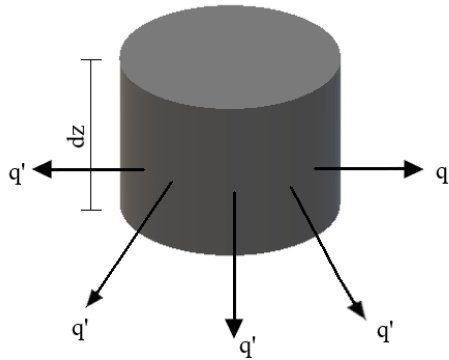


FIG. 4.3: Fluxo de calor direção radial removido pelo refrigerante.

Da igualdade da densidade linear de potência com a *Lei de Newton do Resfriamento*, tem-se:

$$q' = q'_{max} \cos(\pi z / \tilde{H}) = 2\pi r_c h_{Na} (T_c - T_{Na}(z)) \quad (\text{EQ. 4.42})$$

Assim, a distribuição axial de temperatura na superfície mais externa do revestimento é dada por:

$$T_c(z) = T_{Na}(z) + \frac{q'_{max}}{2\pi} \left[\frac{1}{r_c h_{Na}} \right] \cos\left(\frac{\pi z}{\tilde{H}}\right) \quad (\text{EQ. 4.43})$$

Substituindo a expressão de T_{Na} (Equação EQ. 4.41), chega-se a distribuição de temperatura na superfície do revestimento, ao longo do canal, em função dos parâmetros básicos:

$$T_c(z) = T_{Na}^{ent} + \frac{q'_{max}}{\pi} \left\{ \frac{\tilde{H}}{\dot{m} C_p} \left[\text{sen}\left(\frac{\pi z}{\tilde{H}}\right) + \text{sen}\left(\frac{\pi H}{2\tilde{H}}\right) \right] + \frac{1}{2r_c h_{Na}} \cos\left(\frac{\pi z}{\tilde{H}}\right) \right\} \quad (\text{EQ. 4.44})$$

A distribuição axial da temperatura na superfície mais externa do combustível ($r = r_f$) será a soma da temperatura na superfície mais externa do revestimento com as resistências à transferência de calor do *gap* e do revestimento, já apresentadas em EQ. 4.22 e EQ. 4.32.

$$T_f(z) = T_c(z) + \frac{q'_{max}}{2\pi} \left[\frac{1}{k_g} \frac{t_g}{r_f} + \frac{1}{k_c} \frac{t_c}{r_f} \right] \quad (\text{EQ. 4.45})$$

Similarmente, encontramos a distribuição de temperatura na linha central do combustível ($r = 0$), somando à distribuição axial da temperatura na superfície mais externa do combustível, à resistência apresentada na pastilha.

$$T_{cL}(z) = T_c(z) + \frac{q'_{max}}{2\pi} \left[\frac{1}{k_f} + \frac{1}{k_g} \frac{t_g}{r_f} + \frac{1}{k_c} \frac{t_c}{r_f} \right] \quad (\text{EQ. 4.46})$$

5 DESCRIÇÃO DO NÚCLEO DO REATOR DO PROJETO

Os dados geométricos típicos e utilizados no presente trabalho são apresentados na Tabela 5.1. A região central do reator, há varetas de combustível assim como varetas de urânio depletado, responsáveis por promover o achatamento do fluxo neutrônico.

TAB. 5.1: Dados Geométricos.

| | |
|--|--------|
| Comprimento total da vareta combustível, m | 1,8000 |
| Comprimento ativo da vareta combustível, m | 0,9000 |
| Diâmetro do elemento combustível, cm | 0,5622 |
| Espessura do Revestimento, cm | 0,0351 |
| Espessura do gap, cm | 0,0050 |
| Passo, cm | 0,7630 |

Como o consumo do material físsil não é homogêneo, pois a parte central possui um maior fluxo neutrônico, o núcleo do reator é composto de elementos combustíveis com diferentes razões mássicas de plutônio para propiciar um sistema de recarga e promover economia no reabastecimento do núcleo. O sistema de recarga constitui de um remanejamento de combustível “queimado”, onde realoca-se elementos que ainda possuem teor físsil significativo.

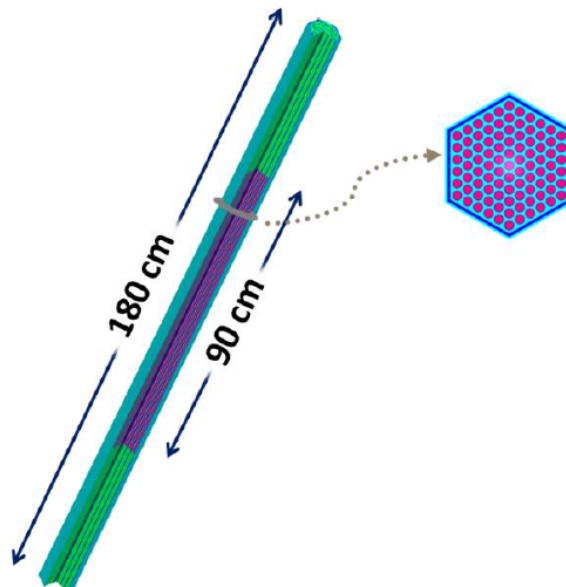


FIG. 5.1: Comprimento ativo e total do elemento combustível.
Fonte: Oliveira [5].

No presente trabalho, o reator possui um núcleo heterogêneo com 75 elementos combustíveis divididos em três regiões de diferentes frações mássica de óxido de plutônio. A região central possui a menor fração, 25%, enquanto que a região intermediária e a mais periférica possuem 33% e 42%, respectivamente. Cada elemento combustível comporta 91 varetas. Assim, o número total de varetas no reator (N_v) é 6825.

O número de elementos em cada região obedece a simetria do reator. São dispostos 21 elementos no centro, 24 na zona intermediária e 30 na parcela mais externa, conforme ilustrado na Figura 5.2.

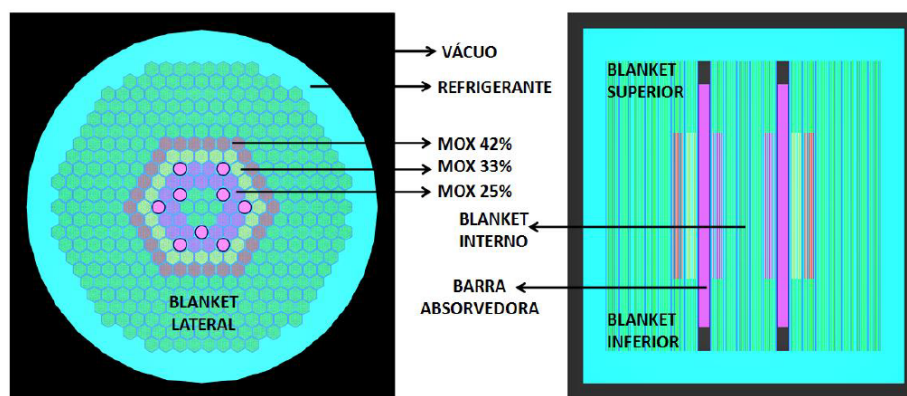


FIG. 5.2: Seção radial e axial do núcleo do reator
Fonte: Oliveira [5].

Os elementos combustíveis diferem somente na quantidade de óxido de plutônio no MOX, possuindo em comum a distribuição isotópica apresentada na Tabela 5.2.

TAB. 5.2: Vetor de Pu e U no combustível.

| | Isótopo | Fração em Massa (%) |
|----|---------|---------------------|
| U | U-234 | 0,0054 |
| | U-235 | 0,7109 |
| | U-238 | 99,2837 |
| Pu | Pu-238 | 0,1006 |
| | Pu-239 | 77,3167 |
| | Pu-240 | 19,3518 |
| | Pu-241 | 2,6774 |
| | Pu-241 | 0,5535 |

A razão O/M é assumida com o valor de 2 para manter a estequiometria. Além disso, a densidade é $10.559g/cm^3$ e é 95% da densidade teórica para o vetor de isótopos utilizado.

6 RESULTADOS E ANÁLISE PARA REATOR DE REFERÊNCIA

Para as condicionantes do projeto, os valores de alguns parâmetros deverão estar dentro das margens a serem especificadas. A ideia central que norteia o projeto é extrair o máximo de potência sem colocar em risco nenhum componente do núcleo.

De acordo com o desenvolvimento teórico anterior, foi feita a modelagem do sistema termo-hidráulico do reator de referência, usando o programa computacional *Maple*¹ como ferramenta básica de cálculo. Todas as equações foram resolvidas numericamente utilizando o método de Runge-Kuta (diferenças finitas).

6.1 ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS PROPRIEDADES TERMO-FÍSICAS

6.1.1 INFLUÊNCIA DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA DO COMBUSTÍVEL

Avaliou-se a influência das diferentes correlações de condutividade térmica do combustível MOX apresentadas no Capítulo 3. Na Figura 6.1, apresenta-se o gráfico das correlações para o óxido misto num intervalo de temperatura de 1000 a 3000 K. As quatro curvas são experimentais e apresentam comportamento e valores numéricos similares. No Capítulo 3 foi feita uma explanação física a respeito deste comportamento.

Para avaliar o impacto das diferentes correlações de condutividade térmica no processo de transferência de calor, resolveu-se numericamente a equação de condução de calor no combustível (EQ. 4.13). Em cada solução, uma correlação diferente para a condutividade do combustível foi usada (EQ. 3.4, EQ. 3.5, EQ. 3.6 e EQ. 3.7). O gráfico apresentado na Figura 6.2 exibe as quatro soluções representativas de cada correlação. As condições de contorno usadas foram: $T_{cL}(0)=1500$ K e $\frac{dT}{dr}(0) = 0$. O valor da densidade linear de potência máxima foi de 20 kW/m.

Os valores de temperatura na superfície do combustível obtidos pelas correlações de Carbajo *et al.* [28] e Waltar *et al.* [4] são muito próximos. A correlação de Inoue [33] fornece uma temperatura de superfície 50 K superior, enquanto que a de Duriez *et al.* [34] fornece 50 K inferior à temperatura apresentadas pelas correlações concordantes de Carbajo *et al.* e Waltar *et al.*. Essa incerteza é inerente aos processos de medida e, em

¹O *Maple* é um conjunto de ferramentas matemáticas e suporte gráfico [38].

consequência, teremos análises mais ou menos conservativas. Duas correlações (Carbajo e Waltar) se situam na média das extremas (Inoue e Duriez).

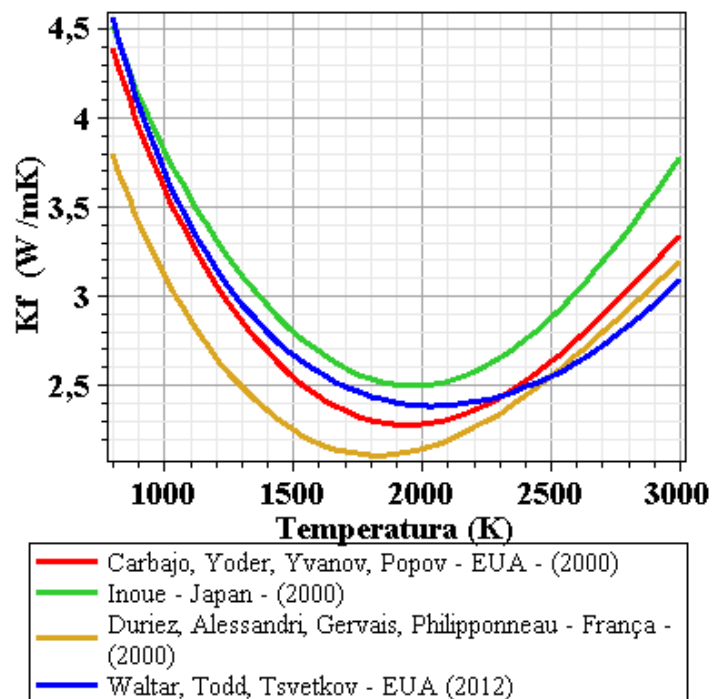


FIG. 6.1: Condutividade do Mox em função da temperatura.

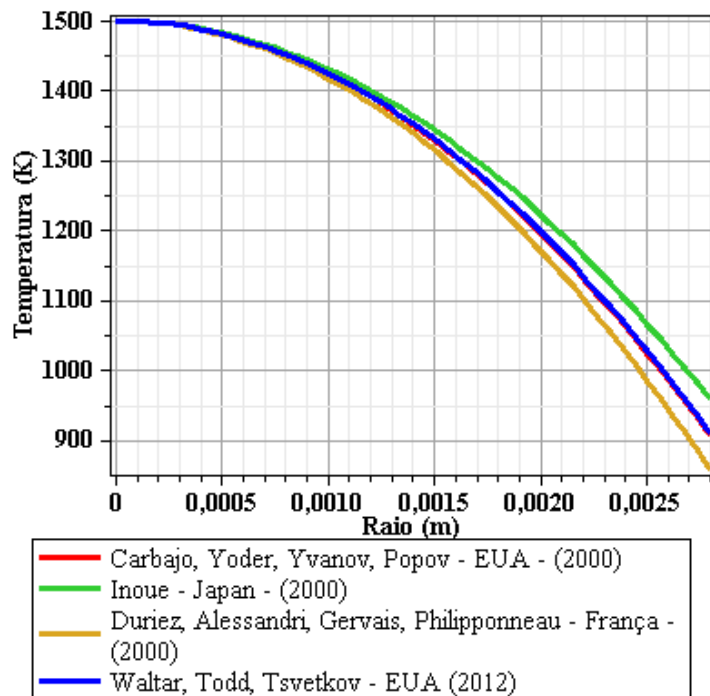


FIG. 6.2: Distribuição radial no combustível.

6.1.2 SOLUÇÃO NUMÉRICA X SOLUÇÃO ANALÍTICA NO COMBUSTÍVEL

Os valores médios da condutividade térmica, para cada uma das correlações apresentadas, foram calculados pela integração de cada respectiva expressão no intervalo de 1000 a 3000 K e estão dispostas na Tabela 6.1.

TAB. 6.1: Condutividade Média do MOX.

| Autor da Correlação | \bar{k}_f , W/mK |
|-----------------------|--------------------|
| Carbajo <i>et al.</i> | 2,68 |
| Inoue | 2,94 |
| Duriez <i>et al.</i> | 2,48 |
| Waltar <i>et al.</i> | 2,70 |

Com intuito de validar a utilização da solução analítica que faz uso de um valor médio para a condutividade térmica, plotou-se as curvas geradas para a distribuição radial de temperatura pela solução numérica (resolução do balanço de energia na região do combustível com a condutividade dependendo da temperatura dada pela EQ. 4.6) e pela solução analítica (resolução da EQ. 4.13) utilizando a condutividade média da correlação de Carbajo *et al.*. O gráfico é exibido na Figura 6.3.

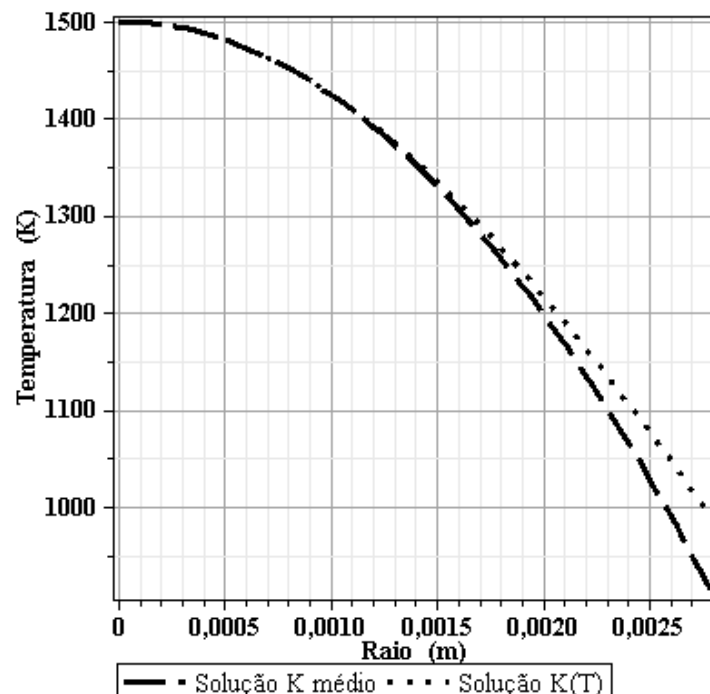


FIG. 6.3: Solução Analítica x Solução Numérica para combustível.

Nota-se que para uma variação de aproximadamente 600 K no combustível a partir de uma temperatura de 1500 K na linha central, a diferença no valor da temperatura da superfície do combustível obtido pela solução analítica e pela solução numérica é da ordem de 80 K. Essa pequena diferença, da ordem de 10%, mesmo para uma variação significativa de temperatura no combustível, corrobora o uso da condutividade média e portanto, valida o resultado obtido pela solução analítica.

6.1.3 SOLUÇÃO NUMÉRICA X SOLUÇÃO ANALÍTICA NO REFRIGERANTE

Uma análise semelhante àquela feita para o combustível foi executada para o refrigerante com a resolução da EQ. 4.41 de duas formas: analítica e numérica. Para a solução analítica, as propriedades termo-físicas foram consideradas constantes com a temperatura; enquanto que a solução numérica contemplou todas as dependências diretas ou indiretas da temperatura. Os valores médios das propriedades foram obtidos pela integração das expressões descritas no Capítulo 3, no intervalo de temperatura entre 350 e 850 K.

O gráfico da distribuição axial da temperatura do refrigerante, a partir das soluções numérica e analítica, pode ser apreciado na Figura 6.4.

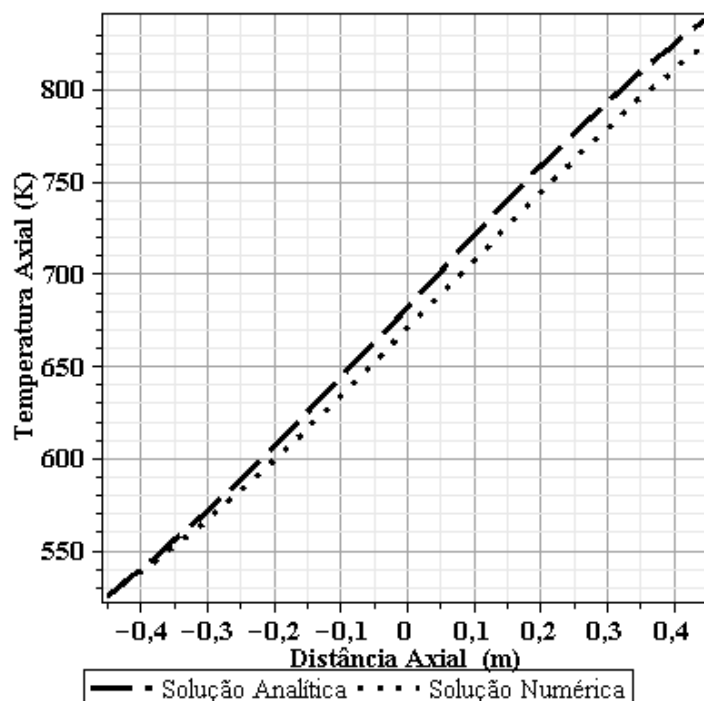


FIG. 6.4: Solução Numérica x Solução Analítica para o Sódio.

Nota-se que a diferença entre a solução numérica e analítica, no valor da temperatura de saída do sódio, é da ordem de 30 K. Isso representa uma diferença máxima da ordem de 10% em todo o canal. Em situações mais realistas, essa variação de temperatura entre a entrada e a saída deve ser menor. Portanto, a diferença entre as duas soluções deve diminuir. Considerando as vantagens das soluções analíticas, essa pequena diferença garante que a análise final poderá ser baseada nos resultados analíticos, sem perda substancial de precisão.

6.2 ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS VARIÁVEIS DE PROJETO

Estabeleceu-se três variáveis de projeto:

1. Densidade linear de potência máxima (q_{max});
2. Velocidade de escoamento do refrigerante (u_z);
3. Temperatura de entrada do refrigerante (T_{Na}^{ent}).

A primeira é de suma importância pela implicação direta com a potência total que poderá ser gerada e extraída desse núcleo em estudo. Quanto maior for a densidade linear de potência, maior será a potência total.

A segunda está diretamente ligada à potência de bombeamento juntamente com a extração de calor.

A terceira indica o quanto o refrigerante deve ser aquecido antes de entrar no canal. Com a temperatura de fusão do sódio pouco abaixo de 400 K, a temperatura de entrada fica bem limitada.

As diferentes configurações do sistema foram encontradas variando a densidade linear de potência máxima (q_{max}) de 16 a 24 kW/m com um incremento de 2 kW/m; a velocidade de escoamento do refrigerante (u_z) de 4 a 8 m/s com um incremento de 1 m/s; e a temperatura de entrada do refrigerante (T_{Na}^{ent}) de 525 a 625 K com um incremento de 50 K.

As variáveis consideradas como respostas foram a temperatura de saída do sódio (T_{Na}^{sai}), a variação da temperatura do sódio (ΔT_{Na}), a temperatura máxima do revesti-

mento (T_c^{max}), a temperatura máxima da superfície do combustível (T_{sf}^{max}), a temperatura máxima da linha central do combustível (T_{cL}^{max}), as posições onde ocorreram as temperaturas máximas, a perda de carga e a potência de bombeamento.

6.2.1 POSIÇÃO AXIAL DAS MÁXIMAS TEMPERATURAS

Alguns fatores contribuem para a perda de simetria da distribuição axial da temperatura. Os mais importantes são: a densidade de potência que é função da posição axial e a temperatura crescente do refrigerante ao longo do comprimento ativo do canal. A derivada das EQ. 4.44, EQ. 4.45 e EQ. 4.46 apontam onde acontece, quando for o caso, o máximo local de cada distribuição. Fica claro ver, na solução analítica, como a velocidade de escoamento interfere no deslocamento do ponto de máxima temperatura. Quanto maior o seu valor, menos assimétrica é a distribuição.

Os valores encontrados para as cinco diferentes velocidades de escoamento estão dispostos na Tabela 6.2 e a EQ. 4.41 mostra isso claramente. Quanto maior a velocidade, menor é o deslocamento do máximo da temperatura, relativo à posição central da vareta. Observa-se que a temperatura máxima da superfície do combustível não é atingida para o escoamento com velocidade de 4 m/s e 5 m/s. Velocidade menor acarreta em aquecimento maior do refrigerante, reduzindo os gradientes de temperatura em cada volume de controle axial.

TAB. 6.2: Posições axiais de Temperatura máxima em função da velocidade.

| $u_z, m/s$ | $z(T_c^{max}), m$ | $z(T_{sf}^{max}), m$ | $z(T_{cL}^{max}), m$ |
|------------|-------------------|----------------------|----------------------|
| 4 | 0,89 | - | 0,20 |
| 5 | 0,89 | - | 0,16 |
| 6 | 0,89 | 0,41 | 0,13 |
| 7 | 0,89 | 0,37 | 0,11 |
| 8 | 0,89 | 0,33 | 0,10 |

6.2.2 POTÊNCIA DE BOMBEAMENTO

Os valores das potências de bombeamento requeridas para o transporte de sódio estão listadas na Tabela 6.3.

TAB. 6.3: Resultados para Potência de Bombeamento.

| $u_z, m/s$ | $\Delta p, atm$ | PP, kW |
|------------|-----------------|----------|
| 4 | 0,49 | 11,9 |
| 5 | 0,72 | 22,1 |
| 6 | 1,00 | 36,5 |
| 7 | 1,30 | 56,0 |
| 8 | 1,65 | 80,5 |

Nota-se que a potência requerida para um escoamento de refrigerante com velocidade de 8 m/s mais que duplica em relação ao valor apresentado pela velocidade de 6 m/s.

Nas Figuras 6.5 e 6.6 , temos os gráficos da perda de pressão e da potência de bombeamento, respectivamente.

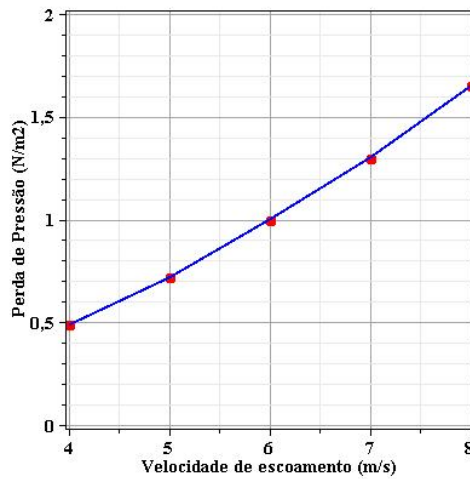


FIG. 6.5: Perda de pressão para diferentes velocidades de escoamento.

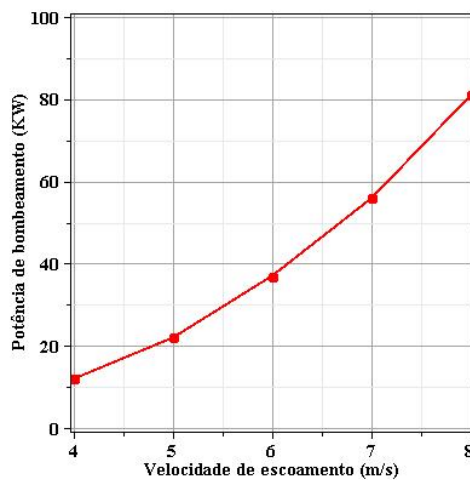


FIG. 6.6: Potência de bombeamento para diferentes velocidades de escoamento.

6.2.3 POTÊNCIA TOTAL DO REATOR

Para cada valor de densidade linear máxima, há um valor de potência térmica e elétrica. Esta última foi obtida considerando uma eficiência de 35% na conversão. Os dados da potência linear média, da potência por vareta, da potência térmica e da potência elétrica para o conjunto de valores de densidade linear máxima analisado estão dispostos na Tabela 6.4.

TAB. 6.4: Resultados para Potência Total.

| $q'_{max}, kW/m$ | $\bar{q}', kW/m$ | P_V, kW | P_T, MW | P_{Te}, MW |
|------------------|------------------|-----------|-----------|--------------|
| 16 | 14,5 | 13,0 | 88,7 | 31,0 |
| 18 | 16,2 | 14,6 | 99,6 | 34,9 |
| 20 | 18,0 | 16,2 | 110 | 38,5 |
| 22 | 19,8 | 17,8 | 121 | 42,4 |
| 24 | 21,6 | 19,4 | 132 | 46,2 |

6.2.4 TEMPERATURAS MÁXIMAS

Para encontrar quais os intervalos de velocidade e temperatura inicial do refrigerante possíveis que obedeçam imposições de projeto para uma dada densidade linear de potência, mapeou-se as temperaturas limites a partir da solução analítica do processo de transferência de calor.

As imposições de projeto adotadas foram:

I. $T_c^{max} = 937$ K (correspondendo a 664 °C, sendo essa temperatura 20% abaixo da temperatura de mudança de fase do revestimento, conforme apresentado na Tabela 2.4);

II. $T_{cL}^{max} = 2395$ K (correspondendo a 2122 °C, sendo essa temperatura 20% abaixo da temperatura de fusão do MOX, conforme apresentado na Tabela 2.4);

III. $T_{Na}^{sai} = 840$ K (correspondendo a 567 °C, valor este inferior a 330 °C da temperatura de ebulição a 1 atm).

Nas Tabelas 6.5, 6.6, 6.7, 6.8 e 6.9, encontram-se as temperaturas máximas alcançadas pelo refrigerante, revestimento e combustível para o conjunto de valores de densidade linear de potência máxima analisado. Os valores de temperaturas hachurados e suas respectivas velocidades estão além das imposições de projeto.

TAB. 6.5: Resultados para densidade de potência máxima (q'_{max}) = 16 kW/m.

| $q'_{max} = 16 \text{ kW/m}$ | | | | | | |
|--|--------------------|---------------------------|----------------------------|------------------------|---------------------------|---------------------------|
| $T_{Na}^{ent} = 525 \text{ K (252}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 1 | 4 | 866 | 341 | 937 | 1000 | 1420 |
| 2 | 5 | 798 | 273 | 855 | 929 | 1380 |
| 3 | 6 | 752 | 227 | 800 | 885 | 1350 |
| 4 | 7 | 720 | 195 | 761 | 855 | 1320 |
| 5 | 8 | 695 | 170 | 732 | 832 | 1310 |
| $T_{Na}^{ent} = 575 \text{ K (302}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 6 | 4 | 916 | 341 | 987 | 1050 | 1480 |
| 7 | 5 | 848 | 273 | 905 | 979 | 1430 |
| 8 | 6 | 802 | 227 | 850 | 935 | 1400 |
| 9 | 7 | 770 | 195 | 811 | 905 | 1380 |
| 10 | 8 | 745 | 170 | 782 | 882 | 1360 |
| $T_{Na}^{ent} = 625 \text{ K (352}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 11 | 4 | 966 | 341 | 1040 | 1100 | 1520 |
| 12 | 5 | 898 | 273 | 955 | 1030 | 1480 |
| 13 | 6 | 852 | 227 | 900 | 985 | 1450 |
| 14 | 7 | 820 | 195 | 861 | 955 | 1420 |
| 15 | 8 | 795 | 170 | 832 | 932 | 1410 |

TAB. 6.6: Resultados para densidade de potência máxima (q'_{max}) = 18 kW/m.

| $q'_{max} = 18 \text{ kW/m}$ | | | | | | |
|--|--------------------|---------------------------|----------------------------|------------------------|---------------------------|---------------------------|
| $T_{Na}^{ent} = 525 \text{ K (252}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 16 | 4 | 909 | 384 | 988 | 1059 | 1535 |
| 17 | 5 | 832 | 307 | 896 | 979 | 1480 |
| 18 | 6 | 781 | 256 | 833 | 928 | 1445 |
| 19 | 7 | 744 | 219 | 790 | 894 | 1421 |
| 20 | 8 | 717 | 192 | 757 | 869 | 1404 |
| $T_{Na}^{ent} = 575 \text{ K (302}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 21 | 4 | 959 | 384 | 1038 | 1109 | 1585 |
| 22 | 5 | 882 | 307 | 946 | 1029 | 1530 |
| 23 | 6 | 831 | 256 | 883 | 978 | 1495 |
| 24 | 7 | 794 | 219 | 840 | 944 | 1471 |
| 25 | 8 | 767 | 192 | 807 | 919 | 1454 |
| $T_{Na}^{ent} = 625 \text{ K (352}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 26 | 4 | 1009 | 384 | 1088 | 1159 | 1635 |
| 27 | 5 | 932 | 307 | 996 | 1079 | 1580 |
| 28 | 6 | 881 | 256 | 933 | 1028 | 1545 |
| 29 | 7 | 844 | 219 | 890 | 994 | 1521 |
| 30 | 8 | 817 | 192 | 857 | 969 | 1504 |

TAB. 6.7: Resultados para densidade de potência máxima (q'_{max}) = 20 kW/m.

| $q'_{max} = 20 \text{ kW/m}$ | | | | | | |
|--|--------------------|---------------------------|----------------------------|------------------------|---------------------------|---------------------------|
| $T_{Na}^{ent} = 525 \text{ K (252}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 31 | 4 | 951 | 426 | 1040 | 1118 | 1648 |
| 32 | 5 | 866 | 341 | 937 | 1030 | 1586 |
| 33 | 6 | 810 | 285 | 868 | 973 | 1547 |
| 34 | 7 | 769 | 244 | 820 | 935 | 1520 |
| 35 | 8 | 738 | 213 | 782 | 907 | 1501 |
| $T_{Na}^{ent} = 575 \text{ K (302}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 36 | 4 | 1001 | 426 | 1090 | 1168 | 1698 |
| 37 | 5 | 916 | 341 | 986 | 1080 | 1636 |
| 38 | 6 | 859 | 284 | 918 | 1023 | 1597 |
| 39 | 7 | 819 | 244 | 869 | 985 | 1571 |
| 40 | 8 | 788 | 213 | 832 | 957 | 1551 |
| $T_{Na}^{ent} = 625 \text{ K (352}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 41 | 4 | 1051 | 426 | 1140 | 1218 | 1748 |
| 42 | 5 | 966 | 341 | 1037 | 1130 | 1686 |
| 43 | 6 | 909 | 284 | 968 | 1073 | 1647 |
| 44 | 7 | 869 | 244 | 919 | 1035 | 1621 |
| 45 | 8 | 838 | 213 | 882 | 1007 | 1601 |

TAB. 6.8: Resultados para densidade de potência máxima (q'_{max}) = 22 kW/m.

| $q'_{max} = 22 \text{ kW/m}$ | | | | | | |
|--|--------------------|---------------------------|----------------------------|------------------------|---------------------------|---------------------------|
| $T_{Na}^{ent} = 525 \text{ K (252}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 46 | 4 | 994 | 469 | 1091 | 1178 | 1759 |
| 47 | 5 | 900 | 375 | 978 | 1080 | 1692 |
| 48 | 6 | 838 | 313 | 902 | 1018 | 1649 |
| 49 | 7 | 793 | 268 | 849 | 976 | 1620 |
| 50 | 8 | 760 | 235 | 808 | 946 | 1599 |
| $T_{Na}^{ent} = 575 \text{ K (302}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 51 | 4 | 1044 | 469 | 1141 | 1228 | 1809 |
| 52 | 5 | 950 | 375 | 1028 | 1130 | 1742 |
| 53 | 6 | 888 | 313 | 953 | 1068 | 1699 |
| 54 | 7 | 843 | 268 | 899 | 1026 | 1670 |
| 55 | 8 | 810 | 235 | 858 | 996 | 1649 |
| $T_{Na}^{ent} = 625 \text{ K (352}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 56 | 4 | 1094 | 469 | 1191 | 1278 | 1859 |
| 57 | 5 | 1000 | 375 | 1078 | 1180 | 1792 |
| 58 | 6 | 938 | 313 | 1002 | 1118 | 1749 |
| 59 | 7 | 893 | 268 | 949 | 1076 | 1720 |
| 60 | 8 | 860 | 235 | 908 | 1045 | 1699 |

TAB. 6.9: Resultados para densidade de potência máxima ($q'_{max} = 24 \text{ kW/m}$).

| $q'_{max} = 24 \text{ kW/m}$ | | | | | | |
|--|--------------------|---------------------------|----------------------------|------------------------|---------------------------|---------------------------|
| $T_{Na}^{ent} = 525 \text{ K (252}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 61 | 4 | 1037 | 512 | 1143 | 1237 | 1871 |
| 62 | 5 | 934 | 409 | 1019 | 1131 | 1798 |
| 63 | 6 | 866 | 341 | 937 | 1063 | 1752 |
| 64 | 7 | 817 | 292 | 878 | 1017 | 1720 |
| 65 | 8 | 781 | 256 | 834 | 984 | 1697 |
| $T_{Na}^{ent} = 575 \text{ K (302}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 66 | 4 | 1087 | 512 | 1192 | 1287 | 1921 |
| 67 | 5 | 984 | 409 | 1069 | 1180 | 1848 |
| 68 | 6 | 916 | 341 | 987 | 1113 | 1802 |
| 69 | 7 | 867 | 292 | 928 | 1067 | 1770 |
| 70 | 8 | 831 | 256 | 884 | 1034 | 1747 |
| $T_{Na}^{ent} = 625 \text{ K (352}^\circ\text{C)}$ | | | | | | |
| Item | $u_z, \text{ m/s}$ | $T_{Na}^{sai}, \text{ K}$ | $\Delta T_{Na}, \text{ K}$ | $T_c^{max}, \text{ K}$ | $T_{sf}^{max}, \text{ K}$ | $T_{cL}^{max}, \text{ K}$ |
| 71 | 4 | 1137 | 512 | 1243 | 1337 | 1971 |
| 72 | 5 | 1034 | 409 | 1119 | 1230 | 1898 |
| 73 | 6 | 966 | 341 | 1037 | 1163 | 1851 |
| 74 | 7 | 917 | 292 | 979 | 1117 | 1820 |
| 75 | 8 | 881 | 256 | 934 | 1084 | 1797 |

Da análise das tabelas anteriores, é possível estabelecer alguns intervalos de valores de parâmetros de interesse para o projeto. Seguindo essa linha de raciocínio, a Tabela 6.5 é a que apresenta as melhores opções para a escolha daqueles parâmetros. Excluindo alguns casos proibitivos, velocidade igual a 4 ou 5 m/s, o restante apresenta valores aceitáveis. De forma conservativa, podemos dizer que a escolha do item 8 dessa tabela, contempla de forma segura os requisitos do projeto. Todas as demais tabelas apresentam alguns intervalos aceitáveis, porém se aproximam dos valores extremos.

6.3 DISTRIBUIÇÃO AXIAL DE TEMPERATURA

Apresenta-se na Figura 6.7 a distribuição axial de temperatura da configuração que melhor se ajustou ao projeto do reator.

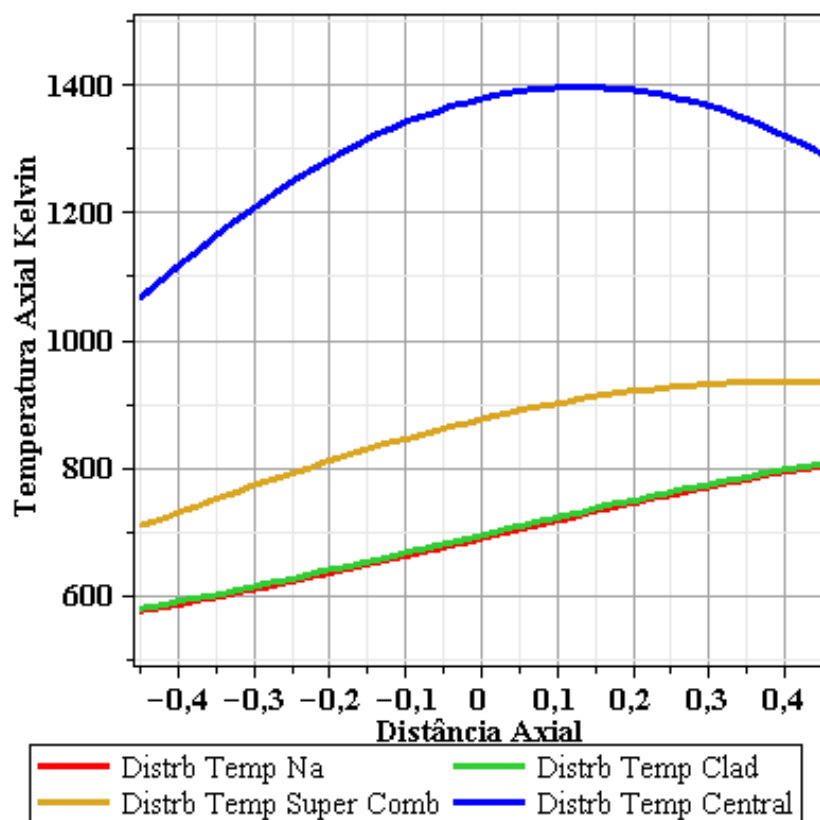


FIG. 6.7: Distribuição Axial da Temperatura do projeto.

7 CONCLUSÕES

Dos resultados deste trabalho, algumas conclusões podem ser enumeradas:

1) Apesar da forte dependência da temperatura, as médias dos coeficientes de transferência de calor, que permitiram o tratamento analítico, forneceram resultados que diferiam menos do que 10% em relação ao tratamento numérico. Pelo menos, para o caso estacionário, a análise por meio de soluções analíticas, se mostrou vantajosa.

2) A solução analítica se mostrou conservadora em relação à distribuição de temperatura para a região do refrigerante, como pode ser visto na Figura 6.4.

3) Percebeu-se que o revestimento, ao invés do combustível, foi o principal limitador do projeto. Muito antes do combustível chegar próximo da temperatura de fusão, quase 3000 K, o revestimento já chegava, perigosamente, a temperatura de mudança de fase da estrutura cristalina, alterando as suas propriedades mecânicas.

4) Das 75 configurações analisadas, conclui-se, com segurança, que os seguintes valores são recomendáveis:

1. $q_{max} = 16 \text{ KW/m}$
2. $u_z = 6 \text{ m/s}$
3. $T_{Na}^{ent} = 575 \text{ K } (\sim 300^\circ \text{ C})$

Como trabalhos futuros, propõe-se que seja feito:

- a) a avaliação do processo de transferência de calor com o *burnup*, uma vez que os coeficientes se alteram com a mudança da composição;
- b) o estudo da dependência temporal para a simulação dos transientes operacionais;
- c) a inclusão de escoamentos bifásicos do refrigerante para a simulação de incidentes.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] LAMARSH, J.R. e BARATTA, A.J. , **Introduction to Nuclear Engineering**. 3^a Ed. Nova Jersey: Prentice Hall, 2001.
- [2] DUDERSTADT, J.J. e HAMILTON,L.J., **Nuclear Reactor Analysis**. 1^a Ed. Michigan:John Wiley & Sons, 1976.
- [3] TODREAS, N.E., e KAZIMI, M.S., **Nuclear Systems I - Thermal Hydraulic Fundamentals**. 1^a Ed. Massachussets: Taylor & Francis, 1990.
- [4] WALTAR, A.E. *et.al*, **Fast Spectrum Reators**. 1^a Ed. Richland: Springer, 2012.
- [5] OLIVEIRA, A.A., **Reator Rápido Regenerador Independente de Urânio Enriquecido**. 2014. Dissertação (Mestrado em Engenharia Nuclear). IME - Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro.
- [6] EPE - *Empresa de Pesquisa Energética*. **Anuário Estatístico de Energia Elétrica 2017**: Ano base 2016. Rio de Janeiro, 2017.
- [7] MME - *Ministério das Minas e Energia*. **Energia Nuclear - Brasil e Mundo**: Ano base 2015. Brasília, 2016. Disponível em [<http://www.mme.gov.br/web/guest/publicacoes-e-indicadores/boletins-de-energia>] Acesso: 26 Maio 2018.
- [8] DOE - *United States Department of Energy*. **Draft Global Nuclear Energy Partnership Programmatic Environmental Impact Statement**. 2008. Disponível em [<https://inldigitallibrary.inl.gov/PRR/88736.pdf>]. Acesso: 14 Ago. 2017.
- [9] COCHRAN, R.G. e TSOULFANIDIS, L., **The Nuclear Fuel Cycle: Analysis and Management**. 2^a Ed. American Nuclear Society, 1999.
- [10] ELETROBRÁS. **Gerenciamento de Resíduos Radioativos**. 2017. Disponível em [<http://www.eletronuclear.gov.br>] Acesso: 6 Ago. 2017.
- [11] WEC - *World Energy Council*. **World Energy Resources**. 2016.

- [12] YAMAURA, M., **Partição de Actinídeos e de Produtos de Fissão de Rejeito Líquido de Alta Atividade**. 1999. Dissertação (Doutorado em Engenharia Nuclear). IPEN - Universidade de São Paulo, São Paulo.
- [13] PINTO, L.N., **Experimentos de Efeitos de Reatividade no Reator Nuclear**. 2012. Dissertação (Mestrado em Engenharia Nuclear). IPEN - Universidade de São Paulo, São Paulo.
- [14] SUN, K., **Analysis of Advanced Sodium-cooled Fast Reactor Core Designs with Improved Safety Characteristics**. 2012. Dissertação (Doutorado em Energia). EPLA - Escola Politécnica Federal de Lausanne, Suíça.
- [15] MAZGAJ, P. *et al.*, Comparison of Simple Design of Sodium and Lead Cooled Fast Reactor Cores. **Journal of Power Technologies**, 94, 2014.
- [16] TAPUCU, A., **Thermal Study of Nuclear Reactors**. Chulalongkorn University, 1996.
- [17] MURTY, K.L. e CHARIT I., Structural materials for Gen-IV nuclear reactors: Challenges and opportunities. **Journal of Nuclear Materials**, 383, 2008.
- [18] BALDEV, R. *et al.*, Development of fuels and structural materials for fast breeder reactors. **Sadhana**, 27, 2002.
- [19] SOMERS, J. *et al.*, **Recent Advances in Fuel for Fast Reactors: Synthesis, Properties, Safety Performance**. IAEA - International Conference on Fast Reactors and related Fuel Cycles, França, 2013. Disponível em <https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/AdditionalVolumes/Pub1665Vol2Web.pdf> Acesso em 2 Jun 2018.
- [20] WALTERS, L. *et al.*, **Sodium Fast Reactor Fuel and Materials: Research Needs** Sandia National Laboratories, Albuquerque, 2011.
- [21] LEE, C.B. *et al.*, **Status of SFR Metal Fuel Development**. IAEA - International Conference on Fast Reactors and related Fuel Cycles, França, 2013. Disponível em [<https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/AdditionalVolumes/Pub1665Vol2Web.pdf>] Acesso em 2 Jun 2018.

- [22] CHENU, A., **Thermal-Hydraulics Transient Analysis of Advanced Sodium-Cooled Fast Reactors**. 2011. Dissertação (Doutorado em Energia). EPLA - Escola Politécnica Federal de Lausanne, Suíça.
- [23] INCROPERA, F.P. e DEWITT, D.P., **Fundamentos de Transferência de Calor e Massa**, Ed. LTC-Livros Técnicos e Científicos, 5a. Edição, 2003.
- [24] SOFU, T., **Sodium-cooled Fast Reactor (SFR) Technology Overview**. IAEA Education & Training Seminar on Fast Reactor Science and Technology, ITESM, Cidade do México, 2015. Disponível em [<https://www.iaea.org/NuclearPower/Downloadable/Meetings>] Acesso: 14 Ago. 2017.
- [25] BRUEZIERE, J. e FAVET, D., **Industrial Maturity of Fast Reactor Fuel Cycle Process and Technologies**. IAEA-International Conference on Fast Reactors and related Fuel Cycles, França, 2013. Disponível em [<https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/AdditionalVolumes/Pub1665Vol2Web.pdf>]. Acesso em 2 Jun 2018.
- [26] PERROTA, J.A., **Curso de Introdução a Engenharia do Núcleo de Reatores**. IPEN - Universidade de São Paulo, São Paulo.
- [27] YAMADA, F. *et al.*, Development of Natural Circulation Analytical Model in Super-COPD Code and Evaluation of Core Cooling Capability in Monju During a Station Blackout. **Nuclear Technology**, 188, 2017.
- [28] CARBAJO, J.J., *et al.*, A review of the Thermophysical Properties of MOX e UO₂ fuels. **Journal of Nuclear Materials**, 299, 2001.
- [29] WINTER, P.W., The Electronic transport properties of UO₂ **Journal of Nuclear Materials**, 161, 1989
- [30] PHILPPONNEAU, Y., Nonideality of the solid solution in (U, Pu)O₂ nuclear fuels. **Journal of Nuclear Materials**, 188, 1992.
- [31] BONNEROT, J.M., **Thermal Properties of mixed Uranium and Plutonium Oxides**. CEA - Centre d'Etudes Nucleaires de Cadarache, França, 1988.

- [32] MARTIN, D.G., A re-appraisal of the thermal conductivity of UO₂ and mixed (U, Pu) oxide fuels. **Journal of Nuclear Materials** 110, 1982.
- [33] INOUE, M., Thermal conductivity of uranium plutonium oxide fuel for fast reactors. **Journal of Nuclear Materials**, 299, 2001.
- [34] DURIEZ, C., *et al.*, Thermal conductivity of hypostoichiometric low Pu content (U, Pu)O_{2-x} mixed oxide. **Journal of Nuclear Materials**, 277, 2000.
- [35] CALABRESE, R. *et al.*, Melting temperature of MOX fuel for FBR applications. **Nuclear Engineering and Design**, 283, 2015.
- [36] MIKITYUK, M., Heat transfer to liquid metal: Review of data and correlations for tube bundles. **Nuclear Engineering and Design**, 239, 2009.
- [37] SOBOLEV, V., **Database of Thermophysical Properties of Liquid Metal Coolants for GEN-IV**. Scientific Report of the Belgian Nuclear Research Centre, Bélgica, 2010.
- [38] MAPLESOFT COMPANY. **Maplesoft**: Technical Computing Software for Engineers and Mathematicians, Scientists, Instructors and Students. Disponível em [<http://www.maplesoft.com/>]. Acesso em 10 Dez 2017.