

AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

AVALIAÇÃO DE ALTERNATIVAS DE COMBUSTÍVEL
TIPO PLACA PARA REATORES
DE PEQUENO PORTE

CLÁUDIO DE SÁ ANDRZEJEWSKI

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

Orientador:
Dr. João Manoel Losada Moreira

São Paulo
2005



INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Autarquia associada a Universidade de São Paulo

AVALIAÇÃO DE ALTERNATIVAS DE COMBUSTÍVEL
TIPO PLACA PARA REATORES DE PEQUENO PORTE

CLÁUDIO DE SÁ ANDRZEJEWSKI



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

Orientador:

Dr. João Manoel Losadã Moreira

SÃO PAULO

2005

3.2.3.2	<i>Ligas de U-Nb-Zr</i>	
3.2.3.3	<i>Urânio-Molibdênio</i>	
3.2.4	<i>Comparação das Ligas de Urânio Quando Irradiadas</i>	38
3.3	<i>Considerações sobre Dispersões</i>	40
3.4	<i>Análise do Combustível com Cerne Monolítico</i>	42
4.	CONSIDERAÇÕES SOBRE A METODOLOGIA EMPREGADA NA ANÁLISE TERMOIDRÁULICA DAS ALTERNATIVAS PARA AS PLACAS COMBUSTÍVEIS	43
4.1	<i>Considerações sobre o Método Nodal</i>	43
4.1.1	<i>Conceito de Nó de Difusão</i>	45
4.1.2	<i>Conceito de Nó Aritméticos</i>	45
4.1.3	<i>Estabelecimento das Condutâncias Térmicas</i>	45
4.1.4	<i>Estabelecimento das Condutâncias Condutivas</i>	47
4.1.5	<i>Acoplamento Entre Nós de Difusão Adjacentes</i>	48
4.1.6	<i>Acoplamento Entre um Nó de Difusão e um Nó Aritmético</i>	48
4.1.7	<i>Equação de Balanço de Energia Nodal</i>	49
4.2	<i>Considerações sobre a/ Modelagem Termoidráulica da Placa</i>	49
4.3	<i>Vetorização de Variáveis Termoidráulicas</i>	49
4.4	<i>Cálculo do Coeficiente de Transferência de Calor por Convecção</i>	50
4.4	<i>Condutividade Térmica dos Materiais</i>	53
4.4.1	<i>Condutividade Térmica do Cerne Combustível</i>	54
4.5	<i>Considerações sobre Correlações Utilizadas p/Cálculo do Fluxo Crítico de Calor</i>	55
5.	ALTERNATIVAS DE COMBUSTÍVEIS TIPO PLACA PARA REATORES DE PEQUENO PORTE	58
5.1	<i>Alternativas Estudadas</i>	58
5.2	<i>Considerações Sobre o Combustível com Cerne Monolítico de U-10Mo</i>	60
6.	AVALIAÇÃO DE COMBUSTÍVEIS TIPO PLACA QUANTO AOS CRITÉRIOS DE SEGURANÇA TERMOIDRÁULICOS	61
6.1	<i>Parâmetros Geométricos e Termoidráulicos</i>	61
6.2	<i>Discretização do Canal Termoidráulico e da Placa de Combustível</i>	64
6.3	<i>Verificação do Critério de Segurança Relativo a Instabilidade de Fluxo</i>	65
6.4	<i>Verificação dos Critérios de Segurança Relacionados ao Inchamento do Composto Combustível e Interação deste c/ a Matriz/Revestimento</i>	67
6.5	<i>Verificação do Critério de Segurança Relativo ao DNBR</i>	68
6.6	<i>Verificação do Critério Relacionado à Velocidade Crítica do Refrigerante</i>	70

7. CONCLUSÕES	72
REFERÊNCIAS	75
APÊNDICES	
<i>A - Simbologia Utilizada na Análise Termoidráulica</i>	77
<i>B - Perfis Axiais de Temperatura das Alternativas Combustíveis</i>	78
ANEXOS	
<i>A – Coeficiente de Reatividade, Margem de Desligamento, Fator de Pico e Enriquecimento</i>	80
<i>B - Considerações sobre Danos por Irradiação</i>	83

“A Criatividade Aliada ao Método
é a Mãe de Todas as Maravilhas”

Francisco de Goya

A meu irmão Flávio, pelo permanente interesse em meu aprimoramento científico.

Aos meus pais Waldemiro e Maria, pelo apoio, incentivo e dedicação incondicional.

A minha esposa Kátia pelo amor, doação e compreensão a minha pessoa.

AGRADECIMENTOS

Ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN), nas figuras de seu Corpo Discente e Quadro de Funcionários, pelo apoio e incentivo a produção científica nacional voltada para o segmento nuclear.

Ao Dr. João Manoel Losada Moreira pelo apoio e orientação no desenvolvimento deste trabalho.

Ao Dr. Ricardo Sbragio pela compreensão e incentivo ao aprimoramento técnico-científico.

Ao Corpo Técnico do Laboratório de Desenvolvimento de Instrumentação e Combustível Nuclear (CTMSP- LADICON) pelo prestimoso apoio as tarefas relacionadas a este trabalho.

AGRADECIMENTOS

Ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN), nas figuras de seu Corpo Discente e Quadro de Funcionários, pelo apoio e incentivo a produção científica nacional voltada para o segmento nuclear.

Ao Dr. João Manoel Losada Moreira pelo apoio e orientação no desenvolvimento deste trabalho.

Ao Dr. Ricardo Sbragio pela compreensão e incentivo ao aprimoramento técnico-científico.

Ao Corpo Técnico do Laboratório de Desenvolvimento de Instrumentação e Combustível Nuclear (CTMSP- LADICON) pelo prestimoso apoio as tarefas relacionadas a este trabalho.

*Evaluation of plate type fuel options
for small power reactors.*

*(título informado pelo autor -
Lacm. 25/08/08)*

**AVALIAÇÃO DE ALTERNATIVAS DE COMBUSTÍVEL TIPO
PLACA PARA REATORES DE PEQUENO PORTE**

Cláudio de Sá Andrzejewski

ABSTRACT

Plate type fuels are generally used in research reactor. The utilization of this kind of configuration improves significantly the overall performance fuel. The conception of new fuels for small power reactors based in plate-type configuration needs a complete review of the safety criteria originally used to conduce power and research reactor projects.

In this work, a group of safety criteria is established for the utilization of plate-type fuels in small power reactors taking into consideration the characteristics of power and research reactors.

The performance characteristics of fuel elements are strongly supported by its materials properties and the adopted configuration for its fissile particles. The present work makes an orientated bibliographic investigation searching the best material properties (estructural materials and fuel compounds) related to the performance fuel.

Looking for good performance characteristics and manufacturing exiquability associated to existing facilities in national research centres, this work proposes several alternatives of plate type fuels, considering its utilization in small power reactors: *dispersions of UO₂ in stainless steel, of UO₂ in zircaloy, and of U-Mo alloy in zircaloy, and monolithic plates of U-Mo cladded with zircaloy.*

Given the strong dependency of radiation damage with temperature increase, the safety criteria related to heat transfer were verified for all the alternatives, namely the *DNBR; coolant temperature lower than saturation temperature; peak meat temperature to avoid swelling; peak fuel temperature to avoid meat-matrix reaction.* It was found that all alternatives meet the safety criteria including the 0.5 mm monolithic U-Mo plate cladded with zircaloy.

AVALIAÇÃO DE ALTERNATIVAS DE COMBUSTÍVEL TIPO PLACA PARA REATORES DE PEQUENO PORTE

Cláudio de Sá Andrzejewski

RESUMO

Combustíveis com geometrias planas, do tipo placa, têm sua utilização tradicionalmente associada a reatores de pesquisa. O emprego deste tipo de configuração para reatores de potência de pequeno porte traz consigo significativa melhora no desempenho do elemento combustível como um todo.

Neste trabalho é realizada uma revisão dos requisitos funcionais dos combustíveis utilizados nos reatores de potência, de pesquisa e de propulsão naval, sendo em seguida, estabelecido um conjunto de critérios de segurança aplicáveis a um combustível de geometria tipo placa para um reator de potência de pequeno porte.

As características de desempenho de um elemento combustível estão fortemente apoiadas nas propriedades de seus materiais constituintes, e nos tipos de configurações adotadas para o seu cerne. Desta forma este trabalho conduz pesquisa bibliográfica, orientada na busca das melhores propriedades associadas ao desempenho, tanto para os materiais estruturais (matrizes e revestimentos), quanto para os compostos combustíveis.

Procurando congregiar boas características de desempenho e exeqüibilidade fabril frente à infra-estrutura disponível nos centros de pesquisa nacionais, este trabalho propõe um conjunto de alternativas para combustível com configuração do tipo placa a ser empregado em reatores de pequeno porte: *dispersões de UO_2 nas matrizes metálicas de aço inox e de zircaloy; dispersão de U-10Mo em matriz de zircaloy; e cerne monolíticos de U-10Mo com diferentes espessuras, revestidos por zircaloy.*

Dada a forte correlação existente entre a geração de danos ao combustível irradiado e o aumento de temperatura, todas as alternativas combustíveis propostas são verificadas quanto ao atendimento dos critérios de segurança relacionados à transferência de calor, a saber: *DNB (Departure from Nucleate Boiling); Instabilidade de Fluxo Refrigerante; Temperatura Limite do Combustível associada ao Inchamento do Composto Combustível; Temperatura Limite do Combustível associada à Interação entre Composto Combustível e Matriz ou Revestimento.* Conclui-se que todas as alternativas consideradas atendem aos critérios de segurança supracitados, incluindo a alternativa representada pela placa combustível de cerne monolítico de U-10Mo com 0,5 mm de espessura revestida por zircaloy.

1. INTRODUÇÃO

Ao longo dos últimos anos, várias linhas de pesquisa tem sido conduzidas visando o emprego de reatores de pequeno porte (potência inferior a 300 MWe) para aplicações distintas. Os estudos realizados apresentam uma variada gama de opções quanto ao tipo de projeto adotado para o núcleo dos reatores propriamente ditos, assim como da seleção/desenvolvimento de novas concepções e materiais para os elementos combustíveis [1-5]. O desenvolvimento de unidades nucleares de potência se inicia nos idos da década de 50, com a construção de plantas de potência aproximada de 60 MWe para aplicação em propulsão naval. Posteriormente, com uma sociedade fortemente apoiada no consumo de energia elétrica e com a constante necessidade de redução dos custos unitários de geração das unidades deste segmento, tornando-as competitivas em relação às outras fontes energéticas disponíveis àquele tempo, progrediu-se rapidamente, para o desenvolvimento de instalações com grande fator de escala (em torno de 1300 MWe), segregando a produção de reatores de pequeno porte à área de Defesa com reatores navais de cerca de 190 MWt [6].

Em uma sociedade em que as demandas variam ao longo do tempo, a conduta gerencial mais racional consiste em prover, ou produzir, apenas o volume necessário do bem ou serviço requerido, sem a geração ou manutenção de capacidade ociosa. Neste contexto, a aplicação do conceito de reator de pequeno porte para geração de potência (faixa de 300 MWe), retorna mais recentemente, permitindo a concepção de sistemas modulares. Desta forma, pode-se aumentar a capacidade de geração do complexo nuclear com a entrada em operação de novas unidades, quando o incremento na demanda de energia assim o justificar [5].

As características favoráveis a projetos desta escala, dizem respeito à redução da complexidade das plantas quando comparadas as concepções tradicionais, a redução nos custos de implantação do sítio nuclear e a utilização de conceitos de segurança passiva, conferindo características intrinsecamente seguras a estas classes de projetos. Estas unidades podem ser construídas próximas aos centros de carga, dispensando a imobilização de grande volume de recursos financeiros na construção de linhas de transmissão e reduzindo as perdas elétricas a elas associadas [1-5].

Entre as principais aplicações para os reatores classificados como de pequeno porte, sendo estes de característica modular ou não, relacionam-se, a geração de energia elétrica, a produção de calor, a dessalinização e a propulsão naval. A *TABELA 1.1* [1, 3, 5, 7-11] apresenta um resumo dos principais tipos de reatores de pequeno porte e as características

de seus combustíveis. Alguns dos projetos de reatores de pequeno porte atuais [1], basearam-se na experiência acumulada com reatores desenvolvidos nas décadas de 60 e 70. Um empreendimento promissor refere-se ao projeto modular de reatores do tipo Pebble Bed de 165 MWe cada, desenvolvido por consórcio Sul Africano. A China por sua vez, está desenvolvendo um empreendimento com características similares, com potência de 195 MWe. Nos Estados Unidos, os sistemas em desenvolvimento, dentro desta mesma linha de concepção, possuem módulos com potência na faixa de 285 MWe [1-5]. Dentro do contexto de simplificação de projeto acima mencionada, estes reatores buscaram eliminar loops secundários e trens de regeneração, utilizando o gás Hélio a elevadas temperaturas (em torno de 950°C) tanto como refrigerante como fluido motriz para acionamento direto dos turbo-geradores (ciclo Brayton, com eficiência térmica de até 50%) [1].

As configurações propostas para os elementos combustíveis destes reatores possuem as mais variadas formas, desde varetas de Zircaloy preenchidas com pastilhas cerâmicas de UO_2 (PWR e BWR) a partículas de UO_2 revestidas por Carbono (HTR - High Temperature Reactor) [1-5]. As geometrias adotadas são do tipo cilíndricas, para as varetas combustíveis dos PWR, BWR e para alguns reatores rápidos, sendo esféricas para os reatores do tipo Pebble-Bed [1-5], e planas, do tipo placa, quando empregadas para reatores de pesquisa e para alguns reatores de potência [6,12,13].

Combustíveis de geometria plana tipo placa foram testados no reator Shippingport e em inúmeros reatores navais, utilizando em alguns casos, compostos combustíveis baseados em ligas pobres de Urânio (Zr-U) com elevado nível de enriquecimento [6,7]. Mais recentemente, os combustíveis metálicos e de dispersões voltaram a ser considerados para aplicação em reatores de potência, havendo propostas da utilização de geometria tipo placa para compostos cerâmicos, metálicos, e para dispersões, com emprego em geração núcleo-elétrica e propulsão naval [1, 3, 5, 7-11].

Em termos de projeto, a potência térmica máxima alcançável por um reator nuclear é limitada pela configuração termohidráulica do núcleo, i.e., pela sua capacidade em transferir a energia gerada nos elementos combustíveis para o refrigerante.

TABELA 1.1 - Resumo dos principais tipos de reatores de pequeno porte, e características de seus combustíveis

Reator	Tipo	Potência (MWe)	Origem	Características do Reator	Características do Combustível
AHWR	HWR	220	Bhabha Atomic Centre, Índia	Incorporação de sistema passivo de refrigeração por gravidade (GDWRP) para remoção de calor residual (autonomia de 3 dias)	Baseado no ciclo do Tório. Refrigerante: água pesada [3].
CAREM	PWR	27	CNEA & INVAP, Argentina	Utiliza geradores de vapor integrados. Aplicado p/ geração de energia elétrica, dessalinização de água e até como reator de pesquisa.	Varetas de UO ₂ . Enriquecimento de 3,4% em U-235, com veneno queimável diluído [1,3,5].
KLT-40		35	OKBM, Rússia	Reator utilizado para propulsão naval (quebra-gelo), dessalinização ou geração de energia.	Liga Metálica de U-Al revestida por Zircaloy, com enriquecimento de 3,5% em U-235 [1,3,5].
MRX		30-100	JAERI, Japão	PWR compacto integrado concebido p/ propulsão naval ou produção local de energia.	Utiliza combustível convencional (UO ₂) enriquecido a 4,3% com intervalo entre recargas de 3,5 anos [1,5].
IRIS-50		50	Westinghouse, EUA	Utiliza os conceitos de recirculação passiva com circuito primário do tipo integrado.	Utiliza combustível convencional (UO ₂) enriquecido a 5% em U-235, diluído com veneno queimável (recarga a cada 5 anos) [1,5].
SMART		100	KAERI, Coreia do Sul	Aplicado na geração de energia elétrica e dessalinização de água.	Utiliza combustível convencional (UO ₂) c/ ciclos de recarga de 3 anos [1].
NP-300		100-300	Technicatome, França	Desenvolvido inicialmente para propulsão naval, e posteriormente utilizado na geração de energia elétrica e dessalinização de água [1].	
NHR-200		60	Chinergy, China	Projeto simples e robusto de um PWR integrado também utilizado na geração de energia e dessalinização de água. Opera a temperaturas mais baixas que os demais [1,10]	
TRIGA Power System		16,4	General Atomic	PWR com conceito baseado no bem sucedido reator de pesquisa desenvolvido pela General Atomic.	Utiliza composto combustível de hidreto de Urânio-Zircônio enriquecido a 20% de U-235 com pequena quantidade de veneno queimável diluído (recarga a cada 3 anos) [1,5].

Shippingport	60	Westinghouse	Water Breeder Reactor). Este reator foi originalmente projetado para propulsão de grandes navios aeródromos e para propulsão de submarinos, como o Nautilus É considerado como o precursor dos reatores comerciais atuais.	Projetado para operar com urânio enriquecido a 93%, utilizando combustíveis com geometria do tipo placa e com enriquecimento na faixa dos 93%[8].
Savannah	74	Babcock Wilcox	PWR desenvolvido para propulsão naval de navio com características híbridas (transporte de carga e passageiros).	A carga de combustível permitia uma autonomia de 14 voltas completas na Terra a velocidade de 20 nós [9].
Otto Hahn	38	Babcock Wilcox & Intercatom	PWR desenvolvido para propulsão naval de navio cargueiro mercante.	Primeiro núcleo utilizou cerca 22kg de U-235[9].
Lenin Icebreaker	90	Russia	Primeiro navio de superfície a utilizar propulsão nuclear. Possui três PWR's idênticos, quatro turbo-geradores e três motores elétricos de propulsão [9]	Primeira recarga utilizou cerca 85 kg de U-235. Núcleo com 219 elementos, formados por um total de 7.704 pinos combustíveis.[9]
Advanced Technology Vehicle	190	Índia, Rubin/Rússia	PWR Protótipo desenvolvido para uma nova classe de submarinos nucleares desenvolvidos pelo governo indiano em cooperação com a Rússia (<i>Rubin-Russian submarine-design bureau</i>) [7]	Combustível de geometria tipo placa com cerne combustível de dispersão U-Al em matriz de aço inox ou de Zircaloy. Enriquecimento de 21% a 45%(versões anteriores) em U-235. Primeiro núcleo utilizará cerca 50kg de U-235. Outra configuração analisada prevê a utilização de dispersão de UO ₂ em Zircaloy [7]
EBWR		General Electric	Reator experimental precursor dos atuais BWR	Combustível de geometria tipo placa com cerne combustível de U-5Zr-1,5Nb laminado a quente entre placas de Zircaloy 2. Período de recarga de 3,5 anos.[8]
EBWR-BORAX Core		General Electric	Reator experimental precursor dos atuais BWR	Combustível de geometria tipo placa, com configuração tipo "caramelo" (pastilhas de U-Pu, revestidas por Al-1Ni) [38]
Modular SBWR	50	GE & Purdue University, EUA	Baseado nos reatores SBWR da GE.	Com enriquecimento de 5% em U-235,c/ intervalos de recarga da ordem de 10 anos [1,5].
PBMR	165	Eskom, África do Sul	Reator do tipo Pebble-Bed. Temperatura de operação: 900°C. Utiliza o ciclo Brayton com eficiência térmica de 42%.	Com 450.000 elementos, de 60 mm de diâmetro, contém 5g U enriquecido a 8% U-235 [1,3].

GT-MHR				Eficiência térmica de 40% recarga parcial (60%) a cada 10 meses. Faixa de operação do ciclo: 850-1000°C.	combustíveis hexagonais com canais de refrigeração (gás hélio) formado por blocos de grafite [1].
HTR-10	285	(EUA), Minatom (Rússia)		Reator do tipo Pebble bed. Temperatura de Operação (700-900°C). Reator utilizado para propósito de pesquisa	(27.000 elementos), tendo cada um destes 5g U enriquecido a 17%, em cerca de 830 partículas [1].
HTTR	15	INET - Tsinghua University, China		Possui elevado coeficiente de reatividade negativo, associado à temperatura do combustível. O que lhe confere grande segurança intrínseca (Faixa de operação: ~ 950°C).	Combustível na forma de pequenos prismas c/ cerne de Carbeto de óxido de urânio revestido p/ camadas de carbono e carbeto de silício [1,3].
EBR-II	24	JAERI, Japão		Protótipo desenvolvido com a finalidade de utilizar o potencial energético do urânio em toda sua extensão	Utiliza combustíveis gastos de reatores à água leve refinados pira-metalurgicamente. Boa parte dos actíneos formados, também era processada por esta metodologia [1].
ENHS	50	ANL, EUA	California University, EUA	Reator rápido com o núcleo situado dentro de uma grande piscina preenchida por metal líquido (secundário) que acomoda também, os GV's.	Liga Combustível de U-Zr ou U-11Pu-Zr enriquecido a 13%. Com ciclos de recarga de 15 anos [1,5].
SSTAR	150	ANL, EUA		Reator refrigerado por circulação natural de chumbo concebido para geração de energia. Existe uma variação deste reator (STAR-H2) desenvolvida para a produção de hidrogénio.	Usa combustível do tipo U-N, com alto ponto de fusão (2600°C) alojado em cassetes, com período de recarga é de 15~20 anos [1,11]
BREST	300	RDPIE (Rússia)	LMFR	Baseado na larga experiência operacional acumulada (~40 anos) com os reatores de seus submarinos. O reator tem config do tipo piscina com temperatura no primário por volta de 540°C. Possui características de não-proliferação	Usa combustível do tipo nitreto de U+Pu. O Pb-208 é praticamente transparente aos nêutrons. Utiliza liga de chumbo-bismuto como refrigerante [1].
SVBR	75-100	RDPIE (Rússia)		Proposta russa mais recente (projeto integrado) para reatores rápidos, com os GV's aloados na própria piscina de Pb-Bi, (cerca de 400~480°C), abrigando também, o núcleo do reator. Possui características de segurança intrínseca (com a utilização de sistemas passivos), e o de não proliferação.	Usa combustível do tipo nitreto de U+Pu. O Pb-208 é praticamente transparente aos nêutrons. Utiliza liga de chumbo-bismuto como refrigerante [1].

A adoção da configuração tipo placa para reatores de potência de pequeno porte com aplicação em propulsão naval, traz uma série de benefícios imediatos, sejam eles ligados ao:

- *Desempenho da Planta:*
 - a) Melhora na taxa de transferência térmica (maior relação área/volume para o combustível);
 - b) Aumento na densidade de potência do combustível;
 - c) Redução da temperatura de operação do composto combustível para um dado nível de potência, quando comparada com a geometria cilíndrica (vareta);
 - d) Utilização mais eficiente do volume ocupado pelo núcleo, permitindo a concepção de núcleos mais compactos (característica desejável seja do ponto de vista hidrodinâmico, quanto do arranjo dos sistemas no meio naval).

- *Segurança da Planta:*
 - a) Maior capacidade de resistir a esforços/carregamentos dinâmicos externos, quando comparada com a configuração do tipo vareta;
 - b) Melhora no desempenho sob irradiação do composto combustível em função da redução da temperatura de operação a qual o mesmo é submetido.

O Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo, juntamente com o Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear e Instituto de Estudos Avançados do Centro Técnico Aeroespacial, vêm desenvolvendo diferentes alternativas de combustíveis do tipo placa para reatores de pequeno porte. As alternativas consideradas, afora as questões de desempenho já mencionadas, são aquelas passíveis de fabricação com a infra-estrutura ora disponível nestes centros de pesquisa seja pelo domínio das tecnologias necessárias a condução do processo fabril, como dos próprios equipamentos demandados para estas tarefas. As tecnologias de fabricação disponíveis atualmente nestes centros são a laminação a altas temperaturas de matrizes de Aço Inoxidável e Zircaloy, produção de partículas de UO_2 , produção de ligas de Urânio metálico, produção de dispersões metálicas em matrizes metálicas e dispersões cerâmicas em matrizes metálicas (CERMETS), e finalmente, a produção de briquetes de dispersão e soldagem por prensagem isostática a quente [15-17].

O bom desempenho de um elemento combustível (EC) está diretamente associado a uma criteriosa concepção de projeto e, sobretudo, que esta contemple as melhores soluções tecnológicas frente aos diversos tipos de solicitações esperadas para o projeto. A concepção de um novo elemento combustível deve levar em consideração, diferentes demandas (Térmicas, Estruturais, Neutrônicas, Fabris, etc.), buscando a melhoria global de

desempenho. Face ao contexto acima mencionado, este trabalho aborda as seguintes questões:

I. Seleciona e Estabelece Critérios de Segurança mais Apropriados para o Projeto de Combustíveis com Geometria do tipo Placa para Reatores de Potência de Pequeno Porte.

A experiência operacional acumulada com combustíveis do tipo placa, disponível em literatura aberta, provém de sua utilização em reatores de pesquisa, os quais operam em baixas temperaturas (inferiores a 150°C), com ciclos de operação inferiores há um ano [15,16,18]. Do ponto de vista operacional, os reatores de pequeno porte possuem requisitos funcionais similares aos utilizados nos reatores de potência comerciais, com o combustível atingindo temperaturas superiores a 300°C. Uma vertente, que visa diminuir a possibilidade de proliferação de materiais nucleares, busca tornar mais longos os ciclos de operação, ampliando a vida do núcleo combustível como um todo [4,5].

Desta forma, a concepção de novos combustíveis com geometria tipo placa para reatores de pequeno porte deve levar a uma análise e revisão do conjunto de critérios de segurança utilizados originalmente na condução de projetos para reatores de potência e de pesquisa. No Capítulo 2 apresenta-se uma revisão dos requisitos funcionais empregados na concepção de combustíveis utilizados em reatores de potência [19,20], de pesquisa [15,16,18] e de propulsão naval [21], sendo em seguida, estabelecido um conjunto de critérios de segurança aplicáveis a um combustível com geometria do tipo placa para reator de potência de pequeno porte.

II. Revisa as Propriedades de Alguns Compostos Combustíveis Passíveis de Utilização em Reatores de Potência de Pequeno Porte.

No Capítulo 3 são apresentadas e analisadas as propriedades de interesse para alguns compostos combustíveis passíveis de aplicação em reatores de potência tipo placa, particularmente aquelas ligadas aos objetivos aos quais esta configuração deve atender. Neste mesmo capítulo são feitas algumas considerações a respeito da seleção de materiais estruturais (matrizes, revestimentos) para emprego nos elementos combustíveis [12,18,20,21,22]. Analisa-se o tipo de disposição do composto combustível no elemento (sob as formas de: pastilhas encapsuladas por varetas, pastilhas seladas por prensagem isostática a quente, e dispersões em matrizes metálicas) de forma a maximizar seu desempenho sob irradiação. Analisam-se os materiais estruturais (matrizes e revestimentos), que possibilitem o aumento nas taxas de transferência de calor, a redução da absorção parasitária de nêutrons e a garantia da coesão estrutural do material, com a manutenção das principais propriedades mecânicas sob campos de irradiação intensos, frente às diferentes solicitações as quais estará submetido. Analisam-se os novos compostos combustíveis com ênfase no aumento da densidade de urânio no composto,

melhoria de seu comportamento sob irradiação (empolamento-swelling) e melhoria de suas propriedades mecânicas.

III. Apresenta a Metodologia Empregada na Análise Termoidráulica

Dada a correlação existente entre alguns dos principais critérios de segurança com a temperatura do composto combustível, tornou-se necessário realizar análises termoidráulicas para cada uma das alternativas combustíveis propostas. O desenvolvimento do modelo, representativo do domínio físico do problema, utilizado na análise termoidráulica baseou-se no emprego de um "equation solver" [23]. O Capítulo 4 apresenta considerações a respeito da metodologia nodal empregada na realização da análise termoidráulica, apresenta os dados de entrada utilizados nas análises, os parâmetros geométricos, as variáveis termoidráulicas de processo, as curvas de distribuição de potência neutrônicas e finalmente, o processo de nodalização do elemento combustível propriamente dito.

IV. Estabelece Alternativas para Combustíveis do Tipo Placa Passíveis de Utilização em Reatores de Potência de Pequeno Porte, Conduzindo Análise Termoidráulica para Verificação quanto ao Atendimento aos Critérios de Segurança Previamente Estabelecidos

Integrando todas as considerações de desempenho supracitadas com a infra-estrutura tecnológica ora disponível para a fabricação destes elementos, relaciona-se no Capítulo 5, algumas alternativas de configuração para combustíveis do tipo placa para reatores de pequeno porte. No Capítulo 6 são conduzidas as análises termoidráulicas para estas alternativas, e realizadas as verificações quanto ao atendimento aos critérios de segurança relacionados.

No capítulo 7 são apresentadas as conclusões deste trabalho.

2. REQUISITOS FUNCIONAIS E CRITÉRIOS DE SEGURANÇA PARA COMBUSTÍVEIS DE REATORES DE PEQUENO PORTE

O estabelecimento dos principais critérios de segurança para combustíveis empregados em reatores de potência data de meados da década de 60. Baseavam-se nos requisitos funcionais da época, sendo certificados através da realização de testes e análises com combustíveis do tipo vareta (pastilhas de UO_2 com revestimento de zircaloy), para níveis de burnup inferiores a 40 MWD/kgU [19]. Objetivando a redução do tempo de amortização do investimento immobilizado nas centrais nucleares, novos projetos de elementos combustíveis foram introduzidos pela indústria nuclear nos idos da década de 80. Estas alterações buscavam, do ponto de vista de desempenho, um aumento de burnup, obtendo ciclos de operação mais longos, assim como a elevação do próprio nível de potência destes reatores. A consecução destas modificações de projeto teve como consequência, o desenvolvimento de novas composições para o material do revestimento, o uso em alguns casos de MOX no combustível e a elevação dos níveis de burnup para valores em torno de 60 MWD/kgU [19].

Reatores de pesquisa utilizam tradicionalmente, elementos combustíveis com a configuração do tipo placa, com o composto combustível sendo normalmente alocado na forma de uma dispersão sobre uma matriz metálica. Estes combustíveis vêm evoluindo desde a década de 60, havendo sucessivos aumentos nos limites de burnup à medida que novas concepções e aperfeiçoamentos são introduzidos [15, 16, 18, 24-27].

A princípio, os combustíveis desenvolvidos baseavam-se em ligas de U-Al revestidas por Alumínio, empregando níveis de enriquecimento da ordem de 93% em ^{235}U . A partir do estabelecimento de política internacional para limitação dos níveis de enriquecimento empregados nos reatores de pesquisa (programa RERTR, com redução dos níveis de enriquecimento até o teto de 20% em ^{235}U) [6,18], houve a necessidade do desenvolvimento de novos compostos combustíveis com densidades mais elevadas. Primeiramente, introduziu-se a dispersão de U_3O_8 em matriz de Alumínio (cermet), e em seguida, passou-se ao desenvolvimento das dispersões de U_3Si_2 e U_3Si tendo o alumínio como matriz metálica, e igualmente revestidas por alumínio [15,16,24]. O estudo de aplicabilidade de novos compostos com elevadas densidades de Urânio prosseguiu, direcionando-se para o atendimento a ciclos de operação mais longos, o que nos leva ao desenvolvimento de novas concepções baseadas em dispersões metálicas, como as de U-Mo em matriz de Alumínio, revestidas por Alumínio [18, 25-27].

Um combustível para um reator de propulsão naval apresenta algumas características diferentes dos reatores de potência convencionais devido às situações específicas que deve atender. Além dos requisitos funcionais típicos de reatores de potência, um combustível para propulsão naval deve ter dimensões reduzidas, permitir um tempo de operação entre

recargas maior que 10 anos e resistir às cargas mecânicas cíclicas decorrentes de transientes operacionais de elevação e redução de potência (da ordem de 60 s), e de carregamentos externos com acelerações equivalentes a 50 g [12]. A elevada densidade de potência, o longo período entre recargas (período prolongado de permanência do combustível dentro do reator) e o elevado burnup, aumenta a probabilidade de que venham a ocorrer efeitos perniciosos aos materiais relacionados a diferentes processos corrosivos e a ampliação dos danos estruturais associada a sujeição à campos de irradiação intensos.

Perrotta [20] apresenta os requisitos funcionais a serem atendidos por um elemento combustível, dos quais lista-se a seguir aqueles relacionados a segurança do reator durante sua operação. A estes requisitos acrescentamos aqueles relacionados à evolução do combustível empregado nas últimas décadas tanto para reatores de potência como para os de propulsão naval. Desta forma, os requisitos funcionais com impacto na segurança para o combustível de um reator de potência de pequeno porte são:

- **Requisitos de Segurança**

1. Possuir características neutrônicas adequadas como coeficiente de reatividade negativo, excesso de reatividade adequado, etc.;
2. Permitir condições de transferência de calor adequadas;
3. O revestimento deve ser capaz de reter os produtos de fissão (impedindo a sua disseminação no refrigerante), acomodando possíveis efeitos perniciosos ao material (densificação, inchamento, creep, deformações do revestimento, etc.) decorrentes da sujeição deste às solicitações encontradas em um reator PWR;
4. Os materiais empregados em sua construção devem resistir a efeitos químicos como corrosão sob tensão, hidretação, fragilização por hidrogênio, etc.;
5. O projeto do núcleo deve considerar a ação de forças relacionadas ao fluxo de refrigerante, resistindo a tensões ocasionadas por cargas laterais e axiais, acomodando efeitos de vibração, atrito, levantamento e pulsos de pressão;

- **Requisitos Operacionais**

6. Atingir elevados níveis de burnup;
7. Longo período de permanência, entre recargas, dentro do reator.

Considerando a propulsão naval com suas características específicas, pode-se incluir:

- **Requisitos Navais**

8. Possuir dimensões reduzidas;
9. Resistir às cargas mecânicas cíclicas decorrentes de transientes operacionais específicos, com períodos de elevação e redução de potência da ordem de 60 s;
10. Resistir a carregamentos externos com acelerações equivalentes a 50 g.

2.1 Descrição dos Critérios de SEGURANÇA

A seção 2.1 apresenta os principais critérios de segurança aplicáveis para um combustível tipo placa com aplicação em reatores de potência. Para aqueles critérios de segurança cuja origem está relacionada à prática operacional de reatores de potência comerciais (critérios 3, 7, 10, 12-14), utiliza-se a publicação [19] como principal referência. Na seção 2.2, apresenta-se a relação dos critérios selecionados. Um combustível para ser considerado satisfatório em um dado campo de aplicação, deve atender a requisitos tecnológicos estabelecidos e atingir valores de desempenho adequados nas principais variáveis da Engenharia Nuclear.

2.1.1 Requisitos de Segurança Neutrônicos

Os requisitos neutrônicos estão relacionados ao Coeficiente de Reatividade, Margem de Desligamento e ao Enriquecimento. O principal critério de segurança associado ao coeficiente de reatividade dá conta que o somatório de todos os coeficientes de reatividade relacionados ao núcleo do reator seja negativo no momento em que este se tome crítico. Este critério tem por finalidade prover características de segurança intrínseca ao reator, impossibilitando a ocorrência de acidentes por excursões de potência.

O estabelecimento de Limites de Enriquecimento como critério de segurança ocorre sempre em conjunto com as considerações de salvaguarda e de criticalidade, sendo utilizado nas etapas de fabricação, manuseio e transporte. Para algumas aplicações, onde forem requisitadas altas taxas de queima, poderão ser adotados combustíveis com alto grau de enriquecimento.

Para sistemas com elevado nível de enriquecimento, uma outra preocupação, diz respeito a recriticalidade que poderá vir a ocorrer em acidentes severos como a fusão do núcleo, modificando radicalmente a progressão deste tipo de acidente. Mais detalhes destes requisitos encontra-se no Anexo A [19].

2.1.2 Requisitos de Segurança Termohidráulicos

Para a operação segura dos reatores é necessário que o projeto do elemento combustível garanta condição de refrigeração adequada ao mesmo. O regime de ebulição assim como as taxas de transferência de calor observadas nos reatores de pesquisa e de potência guardam diferenças entre si. Em termos do escoamento, ou mecânica dos fluidos, o reator de pequeno porte mostra-se similar a um reator tipo placa de pesquisa, o Critério relativo a Instabilidade de Fluxo selecionado deriva deste tipo de reator. Com relação ao enfoque térmico, o requisito a ser atendido é o DNB ("Departure from Nucleate Boiling").

2.1.2.1 DNBR - Departure from Nuclear Boiling Ratio

Em termos de projeto, um dos principais critérios utilizados para a garantia da integridade estrutural do revestimento frente ao fluxo crítico de calor é o DNBR. O DNBR corresponde à situação física na qual é iminente o estabelecimento do fluxo crítico de calor, havendo conseqüentemente, um aumento na densidade de bolhas de vapor formadas ao longo da superfície de contato do revestimento combustível. O sistema evolui em seguida da condição de ebulição nucleada para a ebulição pelicular, com a formação de um filme de vapor ao redor da superfície do revestimento. Nesta condição, a taxa de transferência de calor por convecção é dramaticamente reduzida, promovendo uma substancial elevação da temperatura do revestimento combustível ("boiling crisis").

A análise do fluxo crítico de calor para um dado tipo de arranjo combustível se inicia pelo levantamento dos parâmetros de correlação, i.e, aqueles que influem diretamente no processo de transferência de calor, são eles:

- | | |
|--|---|
| 1. <i>Pressão do refrigerante;</i> | 4. <i>Grau de sub-resfriamento;</i> |
| 2. <i>Fluxo de refrigerante;</i> | 5. <i>Fator de Pico;</i> |
| 3. <i>Qualidade de Equilíbrio Termodinâmico;</i> | 6. <i>Distribuição Axial de Potência.</i> |

O Sistema é então validado experimentalmente com a verificação da influência dos parâmetros de correlação citados acima. As correlações são em geral, elaboradas para revestimentos não oxidados, ou levemente oxidados, sendo imprecisas para o cálculo em revestimentos submetidos a alto burnup. Tal fato decorre de significativas modificações ocorridas em algumas das propriedades físicas diretamente relacionadas ao processo de transferência de calor decorrentes das profundas oxidações sofridas pelo revestimento combustível quando submetido a elevadas taxas de queimas.

2.1.2.2 Instabilidade de Fluxo Refrigerante

A ocorrência de instabilidades no escoamento do refrigerante através de canais aquecidos pode levar o sistema a atingir o fluxo crítico de calor de forma prematura, i.e., este pode ser alcançado bem antes, quando comparado a uma condição de escoamento estável. Não são observadas instabilidades de fluxo em sistemas operando em regime monofásico, nestes casos, estas somente ocorrerão por vibrações induzidas pelo fluido ou por deformações no canal. Para escoamento bifásicos o volume de bolhas de vapor d'água presente no meio fluido afeta a relação entre a queda de pressão e a vazão do refrigerante.

Experimentos foram conduzidos por Whittle e Forgan [14] para verificar o comportamento da queda de pressão d'água subresfriada, associada ao ponto de mínimo

da curva de vazão versus queda de pressão para o escoamento do refrigerante em canais aquecidos. As relações foram obtidas para a seguinte faixa:

$$83 \leq L_c / D_h \leq 190$$

onde: L_c - Comprimento aquecido do canal;

D_h - Diâmetro hidráulico do canal;

Whittle e Forgan verificaram que a relação R entre o aumento de temperatura do refrigerante na condição de mínima pressão (ΔT_c) e a diferença entre as temperaturas de saturação na saída do canal e temperatura na entrada do canal (ΔT_{sat}) era uma constante dentro das faixas de valores sobre as quais foram conduzidos os experimentos.

$$R = \frac{\Delta T_c}{\Delta T_{sat}}$$

Bowring propõe que para um canal uniformemente aquecido, no qual a vazão seja reduzida ao valor de mínimo referente a curva ΔP versus Q , o aumento no volume de bolhas de vapor na saída do canal resultará em um aumento da velocidade de escoamento do fluido e em uma redução da pressão estática na saída do canal. O critério de Bowring é analisado através da expressão:

$$\eta = \frac{V(\Delta T_{sub})_0}{q} = \text{constante}$$

para:

$$(\Delta T_{sub})_0 = T_s(z) - T_c(z)$$

onde: $T_s(z)$ - Temperatura de saturação da água na em função de z (°C);

$T_c(z)$ - Temperatura média do refrigerante em função de z (°C);

q - Fluxo de calor local (W/cm^2);

V - Velocidade do Refrigerante (m/s);

A razão R poder simplificada, resultando na expressão:

$$R = \frac{1}{1 + \eta \left(\frac{D_h}{L_c} \right)}$$

Segundo Whittle e Forgan, o valor de $\eta=25$ é considerado o que melhor se adapta aos valores experimentais obtidos. O fluxo de calor médio relativo ao início de instabilidade de escoamento pode ser expresso em função da velocidade, geometria do canal e propriedades do fluido:

$$\bar{q}_c = \rho \frac{Rc_p v D_h (T_{sat} - T_{in})}{4L_c} \quad (2.5)$$

onde: T_{sat} - Temperatura de saturação do fluido na saída do canal (°C);

T_{in} - Temperatura de entrada do fluido (°C);

O Critério associado à Instabilidade de Fluxo da conta que a relação entre o fluxo de calor médio e o fluxo calculado no início da instabilidade, deve ser maior ou igual a 2,0. []

2.1.3 Requisitos de Segurança quanto a Danos de Irradiação

Além da finalidade primária da transferência da energia gerada ao refrigerante, o elemento combustível, do ponto de vista da segurança, deve se manter íntegro ao longo de seu ciclo de vida no reator, constituindo-se em uma das barreiras para a liberação acidental de material radioativo no refrigerante. Busca-se desta forma, atender ao conceito de defesa em profundidade, conferindo características intrinsecamente seguras a um novo projeto.

A irradiação de materiais combinada com a elevação de temperatura torna possível a ocorrência de mecanismos difusivos, aumentando a mobilidade interatômica, e permitindo, em alguns casos, a concentração de defeitos. Tais alterações microestruturais levam a substanciais modificações no comportamento físico-mecânico do material.

Os modos de falha e mecanismos de danos por irradiação estão correlacionados a vários fatores tais como a sua geometria (tipo placa, ou vareta), a forma como o composto combustível encontra-se disposto (dispersões, caramelos, pastilhas em varetas), a constituição do combustível (i.e. os materiais que o compõem) e finalmente, a sua lógica operacional (relacionada ao tipo de emprego seja em reatores de pesquisa, reatores de potência, etc.). No Apêndice B são apresentadas algumas considerações sucintas sobre danos por irradiação.

2.1.3.1 Inchamento do Composto Combustível - Temperatura Limite do Combustível

Como será visto em detalhe no Capítulo 3, o aumento de temperatura do combustível, particularmente para o Urânio metálico e suas ligas, tem marcante influência na ampliação dos processos de dano estrutural do mesmo. Para estes, o inchamento ou empolamento ("swelling") do composto combustível, encontra-se fortemente correlacionados com a elevação de sua temperatura. Desta forma um requisito a ser atendido por configurações

que adotem como combustível as ligas de U-Mo é o de que a temperatura máxima no cerne situe-se sempre abaixo dos 550°C, limitando o inchamento a níveis aceitáveis.

2.1.3.2 Interação entre Composto Combustível e Matriz ou Revestimento - Temperatura Limite do Combustível

Como será relatado em detalhes no Capítulo 3, um dos mecanismos promotores do empolamento do combustível diz respeito à interação entre o composto combustível e a matriz metálica que o suporta. Para os casos estudados, relativos aos combustíveis empregados em reatores de pesquisa, a geração de fases de interação entre o composto combustível e sua matriz ou revestimento (Alumínio) mostrou forte dependência com o aumento de temperatura [18,24-27]. Espera-se que este tipo de dependência também venha a ocorrer tomando como base, matrizes e revestimentos de Zircaloy. Desta forma, o estabelecimento dos limites de temperatura máxima no cerne podem também provir deste fenômeno, minimizando ou mesmo evitando a degradação do combustível pela aceleração das reações entre o composto combustível e a matriz.

2.1.4 Requisitos de Segurança quanto a Carregamentos Internos e Externos

2.1.4.1 Limite de Deformação e Limites de Carregamentos Termomecânicos

Para este critério deverá ser conduzida uma análise detalhada dos tipos e magnitudes dos esforços atuantes no EC, realizando uma análise das tensões e deformações (de forma acoplada a análise térmica) as quais o mesmo está submetido.

Para elementos combustíveis do tipo vareta, utilizados em centrais nucleares, são adotados limites de projeto conservativos, i.e., tensão limite máxima em torno de 1,0% do limite de resistência do material da vareta. Para os limites máximos de deformação são adotados os valores de 1,0% para deformações circunferenciais, sejam elas elásticas ou plásticas. Para deformações axiais e tangenciais de caráter permanente provocadas pelo swelling do combustível, ao se aproximar do final do ciclo operacional do mesmo, adota-se o limite de 2,5%.

Para elementos combustíveis tipo placa com cerne de dispersão, os mecanismos de deformações internas estão geralmente relacionados a duas causas principais promotoras do "swelling":

- Acúmulo de produtos de fissão gasosos na matriz metálica do cerne combustível;
- Formação de fases de interação entre o composto combustível e o revestimento quando da interdifusão atômica incrementada pela irradiação.

2.1.4.2 Força de Retenção do Elemento Combustível

Os elementos combustíveis de reatores à água leve são dotados de molas de retenção vinculadas a seus bocais superiores. Sua função é reter o conjunto combustível evitando que o mesmo seja suspenso pelas cargas hidráulicas de arraste ascendentes, tanto em operação normal, quanto para os “eventos operacionais antecipados”. Excetua-se destes eventos os transientes decorrentes da disparada ou sobre-velocidades das bombas principais de refrigeração do reator, situação em que é tolerada uma pequena suspensão do conjunto combustível. Estas molas de retenção possuem também a finalidade de evitar choques decorrentes da queda do conjunto combustível quando da transição da condição transiente para a estacionária. Realizando o balanço das forças atuantes no EC, temos que:

$$FR_{EC} = FH + E - P \quad (2.6)$$

Onde:

FR_{EC} - Força de Retenção do Conjunto Combustível E - Empuxo no EC
 FH - Força de Arraste Hidráulico P - Peso do Conjunto Combustível

A força de arraste hidráulico depende fundamentalmente da vazão, e da perda de carga global do refrigerante ao escoar pelos elementos combustíveis. Para efeito de cálculo da força de arraste hidráulico, e conseqüentemente da força de retenção do EC, adota-se conservativamente, altas taxas de vazão do refrigerante como valor de referência. A norma de ref.[28] estabelece que este critério deve ser validado por modelo experimentalmente.

2.1.4.3 Velocidade Crítica de Escoamento do Refrigerante

O processo de fabricação de elementos compostos por placas combustíveis, impõe necessariamente, um certo desvio de paralelismo entre as mesmas. Considerando a situação na qual os desvios de placas adjacentes ocorram em sentidos opostos, haverá um estreitamento no canal de escoamento, em relação a sua dimensão nominal original conforme exposto pela FIGURA 2.1 resultando em um aumento na velocidade de escoamento na secção onde ocorre a estricção (v) e uma redução na velocidade de escoamento (v') nas secções adjacentes simetricamente opostas.

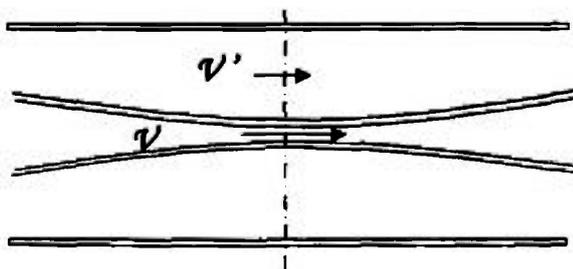


FIGURA 2.1 - Flambagem promovida por gradiente de pressão resultante do diferencial de velocidades de escoamento entre duas placas adjacentes

Dependendo do diferencial das velocidades de escoamento entre as duas placas, surgirá um gradiente de pressão suficiente para levá-las a um certo nível de flambagem, e aumentar ainda mais este estrangulamento. Dependendo da magnitude da flambagem, poderá ocorrer um superaquecimento localizado destas placas pela redução da vazão de refrigerante disponível para troca térmica no canal de refrigeração.

Velocidade Crítica é aquela que torna o gradiente de pressão de mesma magnitude da carga crítica de flambagem. Um critério de projeto associado à velocidade crítica, da conta que a velocidade de escoamento no canal de refrigeração não deve exceder a 2/3 da velocidade crítica [28].

A Velocidade Crítica segundo a fórmula de Miller para bordos engastados nos dá:

$$V_{crit} = \{ [15 \times 10^5 \cdot E \cdot t_p^3 \cdot t_w] / [\rho \cdot L_c^4 \cdot (1 - \nu^2)] \}^{1/2} \quad (2.7)$$

onde,

E - Módulo de Elasticidade/Young (bar)

ρ - Densidade da Água (kg/m³)

t_p - Espessura da Placa Combustível (cm)

L_c - Largura do Canal de Refrigeração (cm)

t_w - Espessura do Canal de Refrigeração (cm)

ν - Módulo de Deformação Transversal / Coeficiente de Poison (adimensional)

A flecha ou deflexão (δ) sofrida pela placa pode ser relacionada com a velocidade crítica de escoamento do refrigerante através da seguinte expressão:

$$\delta = \delta_0 / [1 - (u/V_{crit})^2] \quad (2.8)$$

onde,

u - Velocidade de Escoamento do Refrigerante (cm/s)

δ_0 - Deflexão original de fabricação (cm)

2.1.5 Requisitos de Segurança quanto a Corrosão e Incrustações

Uma das principais características relacionadas aos combustíveis tratados neste trabalho diz respeito ao longo período de permanência destes nas condições operacionais encontradas em um reator de potência. Devem, portanto apresentar grande compatibilidade com o refrigerante e comportamento adequado quanto à resistência a fenômenos associados à corrosão e formação de incrustações.

2.1.5.1 Oxidação e Hidretação

Um dos principais parâmetros de limitação à vida útil do combustível é a corrosão do revestimento (Zircaloy). Desta maneira, torna-se necessária, principalmente para combustíveis que tenham sofrido elevada queima, a realização de uma análise localizada

para verificar se os limites máximos de oxidação e hidratação do revestimento foram atingidos.

Aos processos de oxidação e hidratação correlaciona-se de forma direta o próprio desempenho do combustível. O processo de oxidação evolui no sentido de degradar importantes propriedades do material do revestimento, entre elas, a sua condutividade térmica. A hidratação concorre por sua vez, para a fragilização do revestimento, tomando-se mais crítica para altas exposições. O desenvolvimento de novas ligas de Zircônio (Zircaloy 2, Zircaloy 4, Zirlo), com a alteração da composição de seus elementos constitutivos ao longo dos últimos anos (ver seção 3.1), teve justamente como objetivo a melhoria de desempenho destes materiais frente a estes processos de degradação [19].

Em termos de critérios de projeto, os limites máximos permitidos são de aproximadamente 100 μm para a espessura do filme de oxidação e de 500 a 600 ppm para a concentração de hidratação no revestimento, considerando que tais limites só poderão ser observados ao final do ciclo completo do EC. Tais valores foram obtidos da prática operacional acumulada nas centrais nucleares, correspondendo aos máximos valores tolerados. Verifica-se que com o aumento da espessura do filme de corrosão (superior a 100 μm), aumenta a probabilidade da formação de "carepas" de corrosão, favorecendo também a hidratação bem como o surgimento de novas áreas de corrosão.

2.1.5.2 Incrustações - Crud Deposition (CD's)

A CD ("Crud Deposition") é considerada como um critério derivado, indiretamente relacionado a segurança da planta, uma vez que a quantidade e a composição da CD pode influenciar de maneira marcante o desempenho do revestimento quanto aos processos corrosivos. O tipo de material empregado no revestimento, assim como a forma como o mesmo foi processado durante a sua fabricação, podem alavancar ou não o desenvolvimento das CD's. A composição destas CD's pode afetar a corrosão do revestimento de maneira localizada, seja pelo fato destas atuarem como um isolante térmico nas regiões afetadas, como por favorecer quimicamente o próprio processo corrosivo. As características químicas da água desmineralizada do primário, também influenciam no tipo, e no aspecto da corrosão em formação. Elementos componentes como o Zn, Ni ou Fe (de valência 2 e 3) podem determinar o tipo de incrustação, influenciando na própria taxa de corrosão.

A análise da evolução dos processos corrosivos ao longo do tempo mostra que a estratégia de tratamento químico do refrigerante a ser adotada deve ser continuamente reavaliada com base na correlação entre as CD's e a dinâmica da corrosão. Não são estabelecidos limites específicos ou níveis aceitáveis em termos de critério de projeto para as CD's. As influências destas entretanto, deverão ser consideradas quando das modelagens da termodrúlica do núcleo, e da cinética da corrosão para o revestimento.

2.1.6 Requisitos de Segurança quanto a Danos de Acidentes

Acidentes como a ejeção de barras e o LOCA (“Lost of Coolant Accident”) podem ocorrer em reatores PWR, produzindo elevados carregamentos sobre o elemento combustível. O combustível tipo placa deve ser capaz de suportar adequadamente as consequências desses acidentes.

2.1.6.1 Fragmentação do Combustível - RIA (Reactivity Initiated Accidents)

Este critério origina-se da necessidade da manutenção da geometria de refrigeração e de se evitar a geração de pulsos de pressão na linha do refrigerante. O critério de pico de entalpia no combustível é utilizado como valor de referência limite quando da ocorrência de acidentes do tipo RIA. Com base em medições realizadas em testes de RIA são adotados os valores de 280 cal/g para o pico de entalpia. Este valor corresponde à situação em que ocorre a fusão do UO_2 , causando a fragmentação do revestimento e a expulsão de partículas combustíveis. Para outros compostos e configurações de combustível, o pico ou limite de entalpia deverá ser determinado.

2.1.6.2 Falha do Combustível – RIA

Na possibilidade de ocorrência de RIA, o número percentual de falhas ocorridas nas varetas combustíveis deve ser calculado tomando possível estimar a dose radiológica as quais estarão submetidos os indivíduos do público. Na maior parte dos países, o percentual de falha dos combustíveis é definido tomando por base [29] o atendimento de um limite máximo para a entalpia radial média de 170 cal/g para reatores BWR e o critério de DNB para os reatores do tipo PWR.

2.1.6.3 Carregamentos Sísmicos e de Blowdown de LOCA

Durante um evento sísmico o conjunto combustível é submetido a uma série de carregamentos dinâmicos, podendo levá-los a ocorrência de impactos entre si e contra a própria parede do vaso. As forças de jato, decorrentes do LOCA ocorrido em uma das pernas do vaso de pressão, pode acelerá-lo lateralmente, resultando nas mesmas modalidades de impacto citadas anteriormente. O critério adotado pela maior parte dos países [28.29] também deve ser adotado para reatores de pequeno porte.

2.2. Critérios de Segurança Aplicáveis a um Combustível Tipo Placa para Reatores de Potência de Pequeno Porte

Na seção anterior foram apresentados os principais requisitos aplicáveis a um combustível tipo placa para reatores de pequeno porte. Analisando os critérios de segurança de reatores de potência e de pesquisa pode-se estabelecer um conjunto de critérios de segurança aplicáveis para um combustível tipo placa com emprego em reatores de potência

de pequeno porte. A não observância destes critérios traduz-se na possibilidade de ocorrência de falha no elemento combustível.

A Tabela 2.2 apresenta o conjunto de critérios a ser empregado em um combustível do tipo placa para reatores de potência de pequeno porte em um formato similar ao apresentado pela Ref. [19]. A terceira coluna indica a origem do critério, ou seja, se é proveniente da conceituação e prática operacional de reatores de pesquisa ou de potência. Nota-se que a maioria dos critérios de segurança (3, 7, 10, 12, 13 e 14) selecionados para este combustível, com configuração do tipo placa, originam-se da concepção de reatores de potência comerciais, dada a similaridade operacional destes com o reator de pequeno porte tratado neste trabalho.

**Tabela 2.2 - Critérios de Segurança para Combustível Tipo Placa
Aplicáveis em Reatores de Potência de Pequeno Porte**

Nº	Critério de Projeto	Origem do Critério
1	Coeficiente de Reatividade	Ambos
2	Enriquecimento	Ambos
3	DNB	Reator de Potência
4	Instabilidade de Fluxo Refrigerante	Reator de Pesquisa
5	Inchamento do Composto Combustível – Temperatura Limite do Combustível	Reator de Pesquisa
6	Interação entre Composto Combustível e Matriz ou Revestimento - Temperatura Limite do Combustível	Reator de Pesquisa
7	Limite de Deformação/Carregamentos Termo-mecânicos	Reator de Potência
8	Forças de Arraste do Elemento Combustível	Ambos
9	Velocidade Crítica de Escoamento do Refrigerante	Reator de Pesquisa
10	Deposição de Crud	Reator de Potência
11	Oxidação e Hidretação do Revestimento	Ambos
12	Fragmentação do Combustível - RIA	Reator de Potência
13	Falha do Combustível – RIA	Reator de Potência
14	Carregamentos Sísmicos e de Blowdown de LOCA	Reator de Potência

Os critérios 4, 5, 6 e 9, provenientes de reatores de pesquisa, são aqueles associados ao emprego de placas como elementos combustíveis. Desta forma, devem contemplar questões relativas a danos de irradiação, interações na matriz combustível e desta com o revestimento e finalmente, a compatibilidade deste com o refrigerante. Os requisitos relacionados à falha de combustível devido aos eventos de RIA ou de LOCA possuem abordagem extremamente complexa, indo além do alcance deste trabalho, não sendo, portanto, investigados a fundo. Considera-se que aqueles critérios assinalados como de origem comum (servindo a ambos os tipos de reatores) possuem caráter mais geral.

3. ANÁLISE CONSTITUTIVA DO COMBUSTÍVEL

No capítulo anterior verificou-se que alguns critérios de segurança adotados para o combustível como o empolamento sob irradiação, temperaturas limites, limites de deformação e de carregamentos termo-mecânicos, deposição de crud, oxidação e hidratação do revestimento relacionam-se ao tipo de material empregado em sua fabricação bem como da própria configuração adotada para o elemento combustível. Neste capítulo, analisa-se a constituição física e química dos materiais do combustível buscando obter informações que subsidiem a proposição de alternativas para combustíveis do tipo placa de acordo com os critérios de segurança apresentados.

O modelo de combustível tipo placa considerado é apresentado na *FIGURA 3.1*. O elemento combustível é composto por 4 sub-elementos combustíveis com uma barra absorvedora cruciforme no centro. Os sub-elementos possuem 18 placas cada, perfazendo um total de 72 placas por elemento combustível e 1512 placas no núcleo do reator. Cada placa tem comprimento ativo de 110,5 cm e largura ativa de 9,435 cm. As placas podem ser de combustível ou de veneno queimável. As placas de combustível são constituídas por um cerne, que pode alocar o composto fissil nas formas monolítica ou de dispersão, em sua parte central e de um revestimento, que impede a liberação de produtos de fissão para o meio ambiente, em sua parte externa. As placas de veneno queimável possuem configurações similares, com o cerne contendo, entretanto, material absorvedor de nêutrons.

Este capítulo discute as alternativas de materiais empregadas como revestimento, assim como analisa o comportamento de alguns compostos combustíveis passíveis de utilização em reatores de pequeno porte. São avaliados também, os tipos de disposição adotados para o composto no cerne combustível e os processos de fabricação passíveis de implementação com a infra-estrutura existente no país.

3.1. Análise de Revestimentos

Ao longo do desenvolvimento do projeto de novas gerações e configurações de reatores, diversos tipos de materiais tem sido analisados para emprego como elemento estrutural encapsulador de materiais físeis. Podem-se relacionar, como balizadores para escolha de um revestimento com características ideais, os seguintes itens:

1. **Baixa Seção de Choque Absorção de Nêutrons:** O revestimento, assim como outros elementos com função estrutural, adicionam, do ponto de vista neutrônico, reatividade negativa ao núcleo do reator via a absorção parasitária de nêutrons. A adoção de materiais de baixa seção de choque de absorção de nêutrons visa promover uma maior economia de nêutrons no reator.

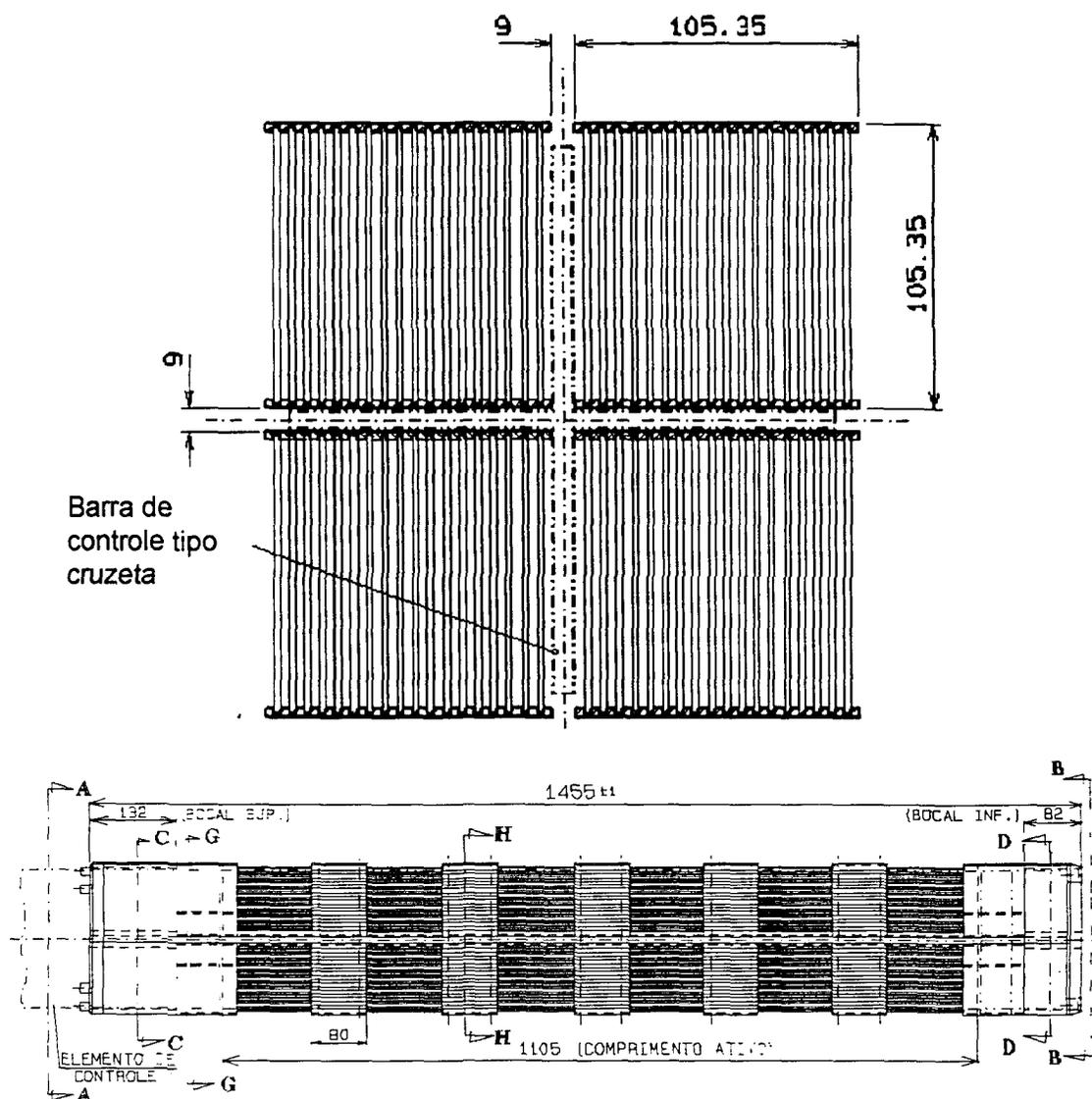


FIGURA 3.1 - Vistas de Topo e Frontal de Elemento Combustível do Tipo Placa com Barra de Controle do tipo Cruzeta ou Cruciforme

2. **Elevada Condutividade Térmica:** O emprego de material de revestimento com elevada condutividade térmica tem, como consequência, a redução da resistência térmica entre o cerne combustível e o refrigerante, implicando em menores gradientes de temperaturas nas seções de troca térmica do revestimento. A operação do combustível em temperaturas mais baixas tem como consequência geral, a redução nos níveis de dano e de outros efeitos adversos relacionados à irradiação a quente.

3. **Boa Estabilidade Mecânica:** O material deverá possuir boas características mecânicas (resistência mecânica, tenacidade, limite de fadiga, etc.) para garantir a integridade estrutural do revestimento face aos diferentes tipos de carregamentos previstos para o combustível.

4. **Boa Estabilidade Térmica:** Em reatores de potência, a temperatura desempenha papel relevante no desempenho do combustível, pois influi decisivamente no

comportamento de algumas variáveis de projeto relacionadas a diferentes disciplinas, tais como resistência mecânica, tenacidade, estabilidade dimensional e resistência à corrosão.

Não é interessante, por exemplo, do ponto de vista de projeto, que a dilatação térmica seja de grande monta, por razões que vão desde a manutenção da estabilidade dimensional do combustível (cerne+revestimento) até critérios termoidráulicos como o fechamento de canal por flambagem das placas combustíveis.

5. Elevado Ponto de Fusão: É desejável que a temperatura de fusão do revestimento seja a mais alta possível, propiciando uma margem de segurança em caso de acidentes.

6. Boa Estabilidade à Irradiação: A irradiação do revestimento poderá acelerar o comprometimento da integridade estrutural do combustível, face às alterações metalúrgicas introduzidas em sua rede cristalina. Significativas modificações podem ocorrer nas propriedades mecânicas do revestimento, reduzindo a capacidade deste em resistir a fenômenos tais como o swelling e a distorção (variação de forma sem variação volumétrica);

7. Boa Compatibilidade com o Cerne de Combustível: O material empregado no revestimento deve possuir boa compatibilidade com o cerne combustível, minimizando interações físico-químicas como a interdifusão atômica ocorrida na interface entre este e o cerne combustível. Alguns produtos de fissão mais voláteis, como o iodo e o céσιο, costumam migrar para as regiões mais frias do cerne combustível (aquelas em contato direto com o revestimento) podendo vir a induzir danos como pelo processo de corrosão sob tensão.

8. Baixa Corrosão ou Boa Compatibilidade com o Refrigerante: O revestimento deve apresentar elevada resistência aos processos corrosivos, que podem ser catalisados por ação do meio refrigerante. Em um PWR, a excessiva concentração de hidrogênio no refrigerante pode levar a formação de hidretos em alguns tipos de revestimentos. Os hidretos são materiais extremamente frágeis, do ponto de vista mecânico, podendo resultar na falha do revestimento quando as regiões afetadas sofrerem carregamentos dinâmicos.

Obviamente, nenhum material estrutural oferece simultaneamente, os melhores resultados em todos os itens supracitados. Desta forma, o melhor combustível é aquele resultante da relação de compromisso entre suas propriedades e as solicitações para o qual foi concebido. Na TABELA 3.1, são relacionadas às propriedades de alguns materiais passíveis de utilização como revestimento, ordenados segundo sua seção de choque de absorção de nêutrons.

Observando a TABELA 3.1, verifica-se que o Mg, Zr e Al possuem reduzidas seções de choque de absorção de nêutrons (< 1 barn). Destes, o Magnésio se destaca como o de melhor comportamento neutrônico, com seção de choque de absorção de nêutrons três vezes menor que a do zircônio. O magnésio, entretanto tem baixo ponto de fusão (648°C) e

reduzida compatibilidade com a água, sendo empregado como revestimento apenas em reatores refrigerados a gás. Do ponto térmico o material com a melhor condutividade é o Alumínio (condutividade térmica cerca de 11 vezes superior a do Zircônio), tendo como óbice, entretanto, o fato de também possuir baixo ponto de fusão (660°C), inviabilizando o seu emprego em reatores de potência. O material que oferece o melhor conjunto de propriedades frente às solicitações as quais estará submetido, são as ligas de Zircônio, ou, como são conhecidas comercialmente, os Zircalloys.

TABELA 3.1 - Lista de Materiais Passíveis de Emprego em Revestimentos Combustíveis Indexados Segundo a Seção de Choque de Absorção de Nêutrons

Material	Massa Atômica	Densidade (g/cm ³)	Condutividade Térmica (W/m °C)	Ponto de Fusão (°C)	Seção de Choque Microscópica de Absorção (barn) ^a
Magnésio	24,3	1,74	149	648	0,06
Zircônio	91,2	6,44	21	1852	0,18
Zircaloy 4	91,2	6,50	16,8 (350°C)	1850	0,26
Alumínio	27,0	2,70	231	660	0,23
Nióbio	92,9	8,40	58	2468	1,1
Molibdênio	95,9	10,20	126	2617	2,5
Ferro	55,8	7,86	55	1535	2,6
Aço Inox(304)	55,3	7,92	18,5 (350°C)	1535	3,0
Vanádio	50,9	5,96	33	1890	5,1
Níquel	58,7	8,90	66	1453	4,6
Cobalto	58,9	8,92	67	1495	37,0

^a Para nêutrons térmicos.

3.1.1 Considerações sobre as Ligas de Zircônio

O material com a segunda menor seção de choque microscópica de absorção, e com o melhor conjunto de propriedades físico-mecânicas aplicáveis a um revestimento combustível são as ligas de Zircônio denominadas Zircaloy.

O Zircaloy possui baixa seção de choque de absorção de nêutrons, boa resistência mecânica a elevadas temperaturas, boa condutividade térmica (16,8 W/m°C), elevado ponto de fusão (1850°C), grande ductilidade e boa estabilidade térmica.

Embora o Zircônio metálico não ligado possua seção de choque de absorção de nêutrons menor que a do zircaloy, descarta-se o seu emprego em virtude de algumas de suas características serem inapropriadas para um revestimento, como:

- **Baixa resistência à corrosão**, devido a pouca adesão química do filme de óxido no revestimento, resultando em diversos pontos onde a corrosão pode se propagar. Este processo é acelerado para temperaturas da água superiores a 300°C;
- **Resistência Mecânica Insuficiente a Altas Temperaturas**, requerendo revestimentos mais espessos, implicando em núcleos menos compactos, menor economia de nêutrons, maior impedância térmica;
- **Maiores Níveis de Fragilização por Hidrogênio**

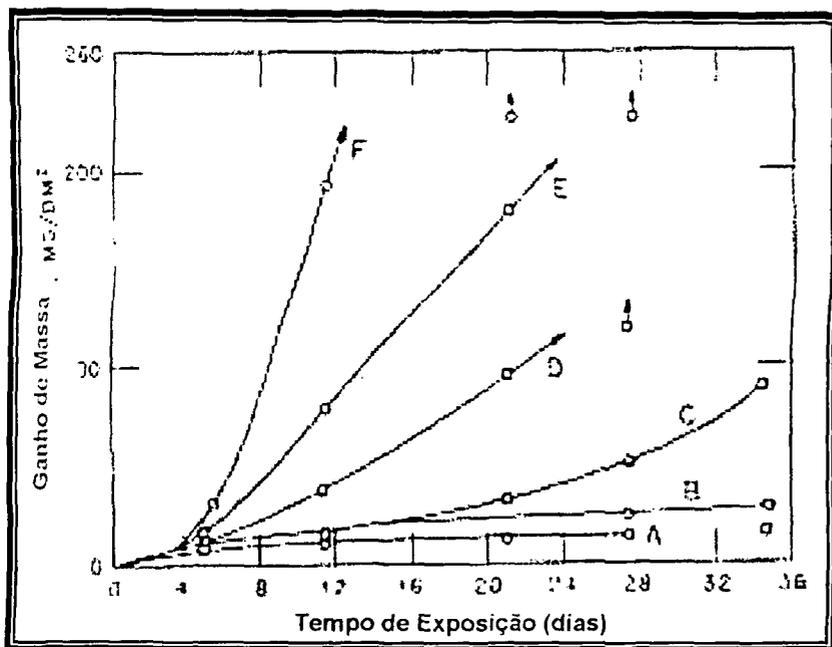
Face a estes problemas, diversas ligas de zircônio foram estudadas ao longo dos anos. Os Zircalloys, conforme apresentado pela *TABELA 3.2*, são majoritariamente compostos por Zircônio (98%), com pequenas adições de Estanho (Sn), Ferro (Fe), Cromo (Cr) e Níquel (Ni), variando a composição, ou mesmo a presença de cada um destes, conforme a liga.

TABELA 3.2 - Composição das Ligas de Zircaloy

<i>Liga</i>	<i>Percentagem em Peso (%)</i>			
	<i>Sn</i>	<i>Fe</i>	<i>Cr</i>	<i>Ni</i>
Zircaloy 1	2,5	-	-	-
Zircaloy 2	(1,4 - 1,6)	(0,14 - 0,16)	(0,10 - 0,20)	0,05
Zircaloy 2	(1,4 - 1,6)		(0,10 - 0,20)	<i>Máximo de 0,007</i>
Zircaloy 3 ^A (<i>descontinuado</i>)	0,25	0,25	-	-
Zircaloy 4	(1,4 - 1,6)	(0,18 - 0,20)	(0,10 - 0,20)	<i>Máximo de 0,007</i>

A adição de Estanho (Sn) melhora a aderência do filme de óxido (ZrO_2), que atua como uma película protetora, reduzindo o processo corrosivo. Acredita-se que este processo está diretamente relacionado com a presença de certos níveis de impureza (Nitrogênio, Carbono, Titânio e Alumínio) na liga e que quantidades adicionadas de estanho vem a contrapor os efeitos perniciosos promovidos pelo Nitrogênio. A *FIGURA 3.2* relaciona o ganho de peso (corrosão) de amostras de Zircônio, com diferentes concentrações de Nitrogênio, em função do tempo de exposição destas quando em solução refrigerante mantida a 315°C [24]. Pode-se verificar através do gráfico, uma clara relação entre o aumento do nível de corrosão das amostras e a elevação da concentração de Nitrogênio presente na liga para um mesmo período de exposição.

A tolerância reportada para o Zircaloy-2 para temperaturas do refrigerante superiores a 321°C é de 400 ppm de nitrogênio, entretanto, especificações militares, limitam o conteúdo em 100 ppm [12].



Amostra / Barra	Concentração de Nitrogênio (ppm)	
	Nominal	Analisada
A	30	30
B	40	30
C	50	30
D	70	40
E	80	90
F	140	130

FIGURA 3.2 - Influência da Concentração de Nitrogênio (ppm) no Processo de Corrosão de Barra de Zircônio em meio aquoso a 315°C [12].

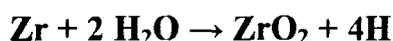
O processo corrosivo nas ligas de Zircaloy, quando estas operam em meio aquoso a altas temperaturas, mostra ser dependente da limpeza ou regularidade superficial do metal. Embora seja suficientemente dúctil e usinável, é comum o superaquecimento de algumas regiões trabalhadas durante as etapas de fabricação, havendo, então, a possibilidade de contaminação por Nitrogênio (caso esta etapa não contemple uma atmosfera inerte protetora). A exposição destas áreas afetadas a um ambiente como o encontrado no circuito primário de refrigeração do reator resulta na formação de uma película não-protetora que promove um aumento na impedância térmica do revestimento, eleva a temperaturas das superfícies e, conseqüentemente, acelera ainda mais o processo corrosivo.

Outros elementos são também adicionados (Fe, Cr e Ni) com a finalidade de aumentar a aderência do filme de óxido e reduzir ainda mais, os níveis de corrosão. O Níquel, entretanto, concorre no processo de absorção de Hidrogênio formado no refrigerante, levando a fragilização do material pela formação de Hidretos duros. Para contornar este problema, o Zircaloy 4 possui uma concentração menor de níquel, que deve ser compensada com o aumento da concentração de Fe na liga, possibilitando a manutenção dos mesmos níveis de resistência mecânica e a corrosão a altas temperaturas.

As ligas de Zircaloy possuem estrutura cristalina hexagonal compacta apresentando, em função disto, comportamento anisotrópico, i.e., os valores observados para algumas propriedades físico-químico-mecânicas dependem da orientação a ser analisada. Além disto este arranjo atômico, ao ser irradiado, aumenta a carga limite de ruptura e a distorção induzida do material.

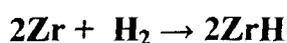
A expansão térmica anisotrópica é máxima na direção paralela aos planos basais do hexágono, enquanto que a distorção induzida, bem como a carga limite de ruptura do material, são máximas para a direção perpendicular aos planos basais (ou paralelas ao eixo C). Esta característica anisotrópica das ligas de zircaloy deve ser considerada no momento da concepção da metodologia de processamento utilizada na fabricação dos componentes do EC, de maneira a permitir uma orientação adequada das estruturas cristalinas hexagonais.

O zircaloy possui elevada resistência à corrosão seja na faixa operacional definida para um PWR, como em diversos meios corrosivos ácidos e alcalinos. Os agentes corrosivos do zircaloy provêm de duas frentes, uma interna, representada pelos produtos de fissão mais voláteis como o Cs e o I e a outra externa representada pela operação em meio aquoso a temperaturas superiores a 1200°C. Neste caso, a seguinte reação química exotérmica poderá seguir curso:



Esta reação apresenta duas consequências indesejáveis: primeiramente, a formação de uma camada oxidada (ZrO_2), aumentando a impedância térmica do elemento combustível e, em segundo lugar, a geração de hidrogênio que, dependendo da concentração de ar atmosférico admitida, poderá vir a formar uma mistura explosiva.

Acredita-se que exista outro contribuinte, além do próprio refrigerante, para a fragilização do Zircaloy por Hidrogênio. Este contribuinte consistiria na absorção do hidrogênio atômico presente na superfície do metal durante o próprio processo corrosivo. Este hidrogênio, em função de seu baixo peso molecular, pode se difundir pelo metal, recombinar na forma de Hidrogênio molecular levando a formação de Hidretos e a fragilização do revestimento combustível. Neste caso, a seguinte reação química ocorrerá:



Observa-se que a quantidade de Hidrogênio difundida é proporcional ao volume de corrosão e que altas concentrações de Hidrogênio (400~500 ppm) levam a uma significativa redução da tenacidade do material.

3.2 Análise de Compostos Combustíveis

Uma das variáveis de influência no desempenho de um combustível nuclear é a densidade de Urânio no composto combustível. Do ponto de vista neutrônico, a adoção de compostos combustíveis de maior densidade, tem em geral duas consequências:

- *Aumento de Burnup do Material:* Haverá uma maior carga de urânio no composto combustível disponível para queima, para um mesmo nível de enriquecimento;

- *Redução na Queda das Curvas de Reatividade:* Dada a maior carga de urânio existente no composto, para um mesmo nível de enriquecimento, a queda nas curvas de reatividade se dará de forma mais suave, permitindo que o sistema se mantenha crítico por períodos mais prolongados;

Combustíveis de baixa densidade de urânio no composto necessitarão níveis de enriquecimento mais elevados, de forma a garantir reações em cadeia auto-sustentadas.

A TABELA 3.3 apresenta um resumo dos principais tipos de combustíveis utilizados, classificados segundo sua natureza material. Dentro do grupo de combustíveis de origem metálica, as ligas com baixo teor de urânio, como as de Zr-U, encontraram campo de aplicação em sistemas de propulsão naval militares. Pesquisa em literatura não-classificada [7,21] mostra o emprego destas ligas, com níveis de enriquecimento superiores a 90%, nos reatores dos submarinos americanos. Existem boas razões para a conceituação deste tipo de elemento combustível para os núcleos destas plantas. Analisando os requisitos primários desta classe de reatores, iremos nos deparar com o atendimento a elevadas taxas de burnup e longos ciclos de operação do núcleo.

TABELA 3.3 - Classificação dos Cernes Combustíveis Segundo sua Natureza

Metálicos	Ligas com baixo teor de urânio	Al-U, Zr-U, Zr-U-Hx
	Ligas com alto teor de urânio	U _{metálico} , U-Mo, U-Ni, U-Zr, U-Nb-Zr, U ₃ Si
Cerâmicos	Carbetos, Nitretos	UC, UN
	Óxidos Simples	UO ₂ , U ₃ O ₈
	Óxidos Compostos	UO ₂ -ThO ₂ , UO ₂ -PuO ₂ , UO ₂ -Al ₂ O ₃ , UO ₂ -BeO, UO ₂ -SiO ₂ , UO ₂ -ZrO ₂
Dispersões	Composto Combustíveis Cerâmicos (CERMETS)	U ₃ O ₈ -Al, UO ₂ -Aço Inox, UO ₂ -Zry, UO ₂ -Al, UO ₂ -Nb
	Dispersões Metálicas	U ₃ Si ₂ -Al, U ₃ Si-Al, UAlx-Al, UZr-Zry-4, UMo-Al, U-Zr-Nb

A utilização de compostos combustíveis de baixo teor de urânio e alto enriquecimento diminui significativamente as zonas de dano geradas no composto, na medida que a parcela físsil presente no mesmo é bastante reduzida. Tais características favorecem o aumento do limite de burnup do combustível, permitindo uma elevação no volume de energia gerado, sem que haja um comprometimento substancial das propriedades estruturais do composto. Conforme apresentado na TABELA 1.1, combustíveis baseados em compostos de hidreto de urânio-zircônio tiveram aplicação tanto para reatores de pesquisa (TRIGA) quanto para reatores de potência (TRIGA Power System). Ligas de Al-U têm sido largamente utilizadas em reatores de pesquisa, sobretudo pelo alto desempenho destas sob irradiação. Os níveis

de enriquecimento normalmente empregados para este composto variam de 40% a 93%, face à baixa densidade de urânio presente na liga [1,3]. Outra importante limitação está relacionada à temperatura máxima de operação do combustível ($< 150^{\circ}\text{C}$). A imposição deste limite torna-se necessária para evitar a aceleração das interações químicas ocorridas entre o urânio e o alumínio pertencentes ao composto, bem como da própria corrosão do revestimento do combustível (alumínio).

Um dos principais impulsionadores do estudo e desenvolvimento de novos combustíveis, baseados em ligas metálicas de alta densidade de urânio, foi o programa RERTR (Reduced Enrichment for Research and Test Reactors). Entre os objetivos primários perseguidos por este programa [6,18] estava a incorporação de características como as de *Não-Proliferação* e de *Não-Diversão de Materiais Nucleares* no desenvolvimento de novos elementos combustíveis. Tecnicamente, a redução do nível de enriquecimento para patamares inferiores a 20%, deveria ser compensada pela adoção de compostos com elevadas densidades de urânio, permitindo ciclos de operação com durações similares às configurações anteriores de alto enriquecimento.

Os combustíveis de origem cerâmica, devido à própria natureza do material, permitem a operação da planta a temperaturas mais elevadas, maximizando sua eficiência térmica. Além disso, a elevada barreira representada pelos altos pontos de fusão destes compostos, vem a agregar característica de elevada segurança intrínseca para estes combustíveis, alinhando-os com o conceito de defesa em profundidade. Analisando as características supracitadas, verifica-se que estas convergem perfeitamente com alguns dos requisitos primários (Eficiência, Segurança, Disponibilidade) atinentes as plantas nucleares comerciais. Desta forma, a maior parte dos reatores de potência em operação, utiliza combustível de constituição cerâmica, como o óxido simples UO_2 . Os carbetos (UC) e nitretos (UN) apresentam como principais vantagens, o alto desempenho sob irradiação e as elevadas densidades de urânio no composto, fato que os coloca como potenciais substitutos para o UO_2 em reatores de potência. Combustíveis cerâmicos formados por óxidos compostos como os $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ e $\text{UO}_2\text{-ThO}_2$ tem aplicação em reatores rápidos (regeneradores).

Dentro do grupo das dispersões, podem-se distinguir aquelas formadas por materiais de diferentes naturezas, como os CERMETS (compostos combustíveis cerâmicos dispersos em matriz metálica), das dispersões metálicas propriamente ditas. No primeiro caso a adoção de um cerne do tipo CERMERT tem como consequência a obtenção de um material compósito com propriedades intermediárias entre o metal e a cerâmica. Um CERMET muito utilizado nos cernes combustíveis de reatores de pesquisa consiste no U_3O_8 disperso em matriz de alumínio. Várias alternativas de dispersões, como as de UO_2 nas matrizes de aço inox ou de zircaloy, tem sido analisadas [7,17,21] visando emprego em reatores de potência. Entre as principais vantagens deste tipo de configuração, pode-se citar a concentração das

zonas de dano provocadas pela deposição de energia dos produtos de fissão em regiões adjacentes a partícula, assim como a retenção dos produtos de fissão gasosos na matriz metálica da dispersão. Outro aspecto favorável, diz respeito à baixa temperatura alcançada pela partícula físsil, dada a sua reduzida dimensão e alta condutividade térmica.

A TAB. 3.4 apresenta dados relativos a compostos combustíveis de interesse utilizados em reatores de pesquisa e de potência, indexados pela densidade de U no composto.

TABELA 3.4 - Compostos de Urânio

Composto	Densidade (g/cm³)	% de Urânio (em peso)	Densidade Urânio no Composto (g/cm³)	Pto. Fusão (°C)	Condutividade Térmica (W/m°C)	Seção Microscópica de Absorção do Elemento de Adição (barn)
U	18,9	100	18,9	1170	35,0 (400°C)	-
U ₂ Fe	17,7	96,1	17,0	815		
U-10Mo	17,1	90,0	15,4	1150	28,4 (277°C)	2,5
U-10Nb	16,68	90,0	15,0	1300		1,1
U ₃ Si	15,6	96,2	15,0	930	20,0 (1000°C)	0,13
U-10Zr	15,76	90,0	14,0	1135	24,0 (300°C)	0,18
UN	14,3	94,4	13,5	2650	20,0 (1000°C)	1,88
UC	13,6	95,2	12,9	2350	21,6 (1000°C)	0,0032
U ₂ C ₃	12,9	93,0	12,0	1775		
U ₃ Si ₂	12,2	92,4	11,3	1650	10,25 (50°C)	0,13
UC ₂	11,7	90,8	10,6	2500	35,0 (1000°C)	0,0032
UO ₂	10,96	88,2	9,7	2780	3,5 (600°C)	0,0027
U ₃ O ₈	8,4	84,8	7,1	2500		0,0027
UAl ₂	8,1	82,0	6,6	1580		0,23
UZr ₂	10,3	56,9	5,7	600		0,18
UAl ₃	6,7	74,0	4,9	1350		0,23
UAl ₄	6,0	68,8	4,1	730		0,23

Em termos gerais, analisando estes dados, verifica-se que o limite máximo de urânio no "composto" ocorre com o Urânio metálico, com densidade de 18,9 gU/cm³ (100% de U em peso). Tomando-se este, como valor máximo de referência, destacamos os compostos combustíveis de UO₂ com densidade de 9,7 gU/cm³ e do U-10Mo com 15,4 gU/cm³, 59 % superior.

Refletindo a própria natureza do material, observa-se que as ligas metálicas de Urânio possuem densidades (de urânio no composto) e condutividades térmicas superiores às dos compostos cerâmicos, enquanto estas últimas, apresentam temperaturas de fusão mais elevadas. Outro aspecto positivo relacionado aos compostos combustíveis cerâmicos diz respeito à baixa seção de choque de absorção do elemento não fissil do composto.

Nas seções seguintes, são apresentadas as particularidades e aplicabilidades de alguns tipos principais de compostos combustíveis em reatores de potência à água leve.

3.2.1 - Compostos Cerâmicos (UO_2)

Os compostos combustíveis de natureza cerâmica (sólidos inorgânicos formados preponderantemente por ligações iônicas ou covalentes) possuem como valor agregado o seu alto ponto de fusão, o que permite operar a planta, em faixas de temperatura superiores as dos combustíveis metálicos, aumentando conseqüentemente, a sua eficiência térmica global. Outro aspecto positivo com relação aos compostos combustíveis cerâmicos diz respeito à baixa seção de choque de absorção do elemento não fissil do composto.

Com respeito à compatibilidade, os compostos cerâmicos apresentam comportamento diferenciado face o tipo de revestimento e do tipo de combustível empregado (vareta, placa, cerne sólido ou por dispersão). A prática operacional corrente demonstra boa compatibilidade entre compostos cerâmicos como o UO_2 e revestimentos como o zircaloy, dentro das faixas de temperatura operacionais típicas de um PWR. Quando a questão passa a ser a de fabricar novos combustíveis (sejam eles com cernes sólidos - "caramelo" ou dispersos) através do encapsulamento do composto por processos tais como a laminação ou prensagem isostática (~1000 bar), ambos ocorrendo a temperaturas elevadas (na faixa dos 900°C), a compatibilidade passa a ser problemática, dado que a estas temperaturas, o zircaloy passa a uma condição de extrema reatividade química com oxigênio presente no composto combustível, de forma que o mesmo deve ser recoberto com uma película que o isole completamente do contato com o revestimento e que ao mesmo tempo, tenha compatibilidade com o zircaloy. No caso do combustível sólido denominado caramelo a solução adotada consistia no emprego de camada de cromo na pastilha combustível de UO_2 . No caso do desenvolvimento de dispersão de UO_2 em matriz de zircaloy, um dos problemas tecnológicos passa a ser de produzir partículas combustíveis dentro da faixa granulométrica ideal para a dispersão, como garantir o seu recobrimento, com película de material compatível com o revestimento a altas temperaturas.

Uma desvantagem na conceituação de compostos cerâmicos sólidos para emprego em configurações de combustível tipo placa, diz respeito à reduzida capacidade que o UO_2 tem para acumular os produtos de fissão gasosos, além do empolamento provocado pelos

produtos de fissão sólidos. Uma forma, em tese, que poderia ser adotada para contornar este problema seria no desenvolvimento de um CERMET, isto é, de uma dispersão cuja fase fissil se constituísse por composto cerâmico. Buscaria-se desta maneira, reduzir os transientes térmicos e os níveis máximos de temperatura na partícula combustível, através de uma adequada diluição da fase fissil na fase dispersa, propiciando uma matriz estrutural habilitada a acumular os produtos de fissão gasosos.

Outra desvantagem dos compostos cerâmicos diz respeito a sua baixa condutividade térmica. Operando-se no limite, i.e., dentro das máximas faixas de potência permitidas, começam a surgir rachaduras nos compostos cerâmicos, fruto das tensões térmicas associadas aos gradientes de temperatura formados no combustível.

3.2.2 - Urânio Metálico

O Urânio metálico não ligado, face ao elevado swelling (oriundo primariamente das variações alotrópicas sofridas pelo mesmo) apresenta um baixo desempenho sob irradiação, não sendo passível de aplicação como combustível nuclear para reatores de potência, dada a substancial limitação a seu burnup. Pesquisas em literatura [24,32] dão conta de inchamento superior a 60% para combustíveis intensamente irradiados, além disso, o urânio metálico é extremamente reativo do ponto de vista químico, possuindo compatibilidade a altas temperaturas somente com alguns tipos de refrigerantes (gases como o He e o CO₂).

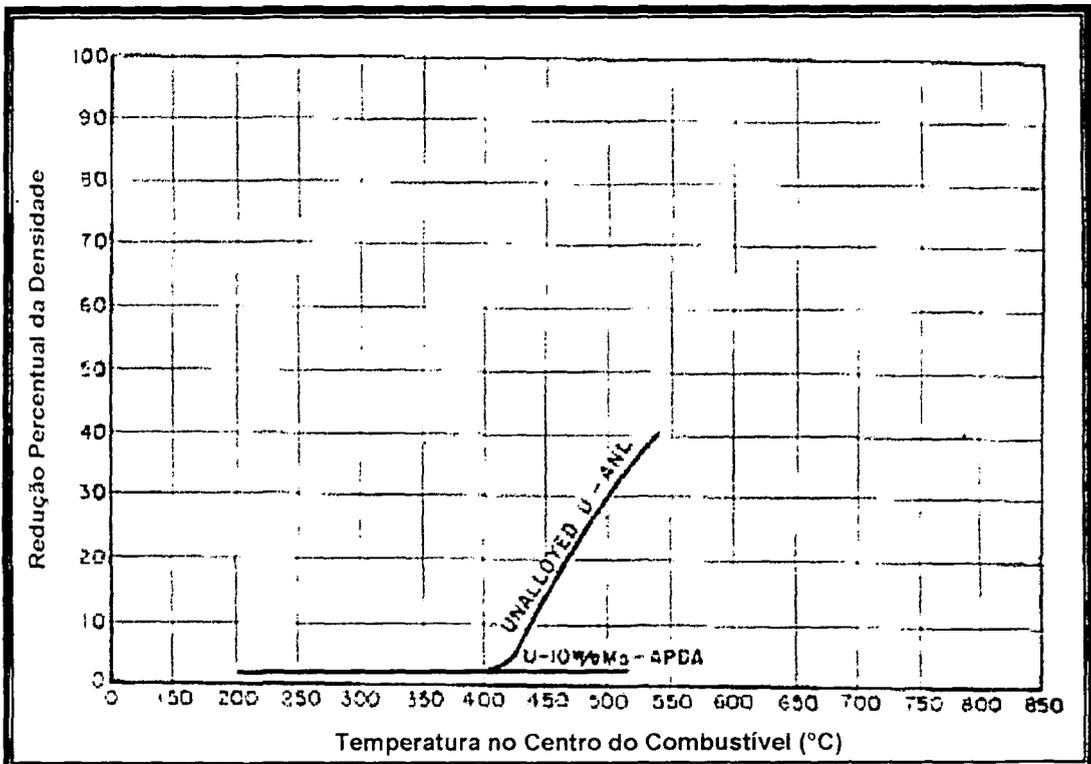


FIGURA 3.3- Efeito da Temperatura de Irradiação no Volume do Combustível [25].

Para o urânio não-ligado, o "swelling" inicia-se a partir dos 400°C aproximadamente e aumenta de forma quase linear [25], o que pode ser observado na *FIGURA 3.3*. Nesta mesma figura vê-se também a invariabilidade apresentada pela liga de U-Mo (10% w/o Mo) com respeito ao "swelling" (neste caso a ordenada do gráfico encontra-se dividida pelo percentual de átomos totais em que ocorreu a queima/bumup), nas faixas de temperaturas de até 500°C. Como será visto nos itens seguintes a introdução do elemento de liga nas ligas de urânio metálico, tem como objetivo, a retenção da fase γ já diretamente a temperatura ambiente, evitando as profundas transformações cristalinas decorrentes das ciclagens térmicas, típicas em um reator de potência e o conseqüente comprometimento estrutural do composto combustível.

3.2.2.1 Alotropia do Urânio

A dependência do estado alotrópico do urânio metálico com sua temperatura pode ser resumida nas seguintes faixas:

Urânio Alfa: Estrutura ortorrômbica com 2 grupos de distância interatômica (2,8 e 3,3 Å) sendo estável até 662°C. Esta estrutura cristalina do urânio alfa é única entre os materiais metálicos e como a mesma também é caracterizada por um certo grau de ligações covalentes, espera-se que a formação de soluções sólidas seja reduzida (mesmo quando o tamanho e a valência do átomo soluto sejam favoráveis).

Urânio Beta: A complexa estrutura tetragonal aliada à elevada dureza do urânio beta sugere um certo grau de ligações não-metálicas, como ocorre com o urânio alfa, sua faixa de estabilidade ocorre de 662°C a 769°C. O Vanádio e o Nióbio (penta-valentes) e o Cromo e o Molibdênio (hexa-valentes) conseguem reter a fase Beta após resfriamento, a temperatura ambiente.

Urânio Gama: Estrutura cúbica de corpo centrado, nesta fase, o urânio encontra-se no estado químico/cristalográfico mais próximo do comportamento de um material metálico típico, sua faixa de estabilidade ocorre de 769°C até seu ponto de fusão, i.e., 1129 °C. A fase gama do urânio apresenta em geral valência de 5, 8 ou 6 e os elementos (com base no tamanho atômico, estrutura cristalina e número de valência) sobre os quais se espera a formação de soluções sólidas consideráveis são:

- No grupo 4B (Titânio, Zircônio e Háfnio);
- No grupo 5B (Vanádio, Nióbio e Tantálio);
- No grupo 6B (Cromo, Molibdênio e Tungstênio).

3.2.3 - Ligas Metálicas de Urânio

3.2.3.1 - Ligas de Zr-U

É de conhecimento o emprego de ligas de U-Zr em reatores de potência. O Zircônio tem baixa seção de choque de absorção, alto ponto de fusão, boa resistência à corrosão. Estudos [25] demonstram que ligas com 14% de U apresentam bom desempenho sob irradiação, não sendo possível, entretanto, ciclagens térmicas superiores a 610°C, que resultariam em mudanças de fase com as consequentes alterações geométricas e estruturais do composto. Face estas restrições, ligas deste tipo são empregadas somente no desenvolvimento de combustíveis com alto grau de enriquecimento.

3.2.3.2 - Ligas de U-Nb-Zr

Trabalhos recentes [26] mostram que ligas de U-Nb-Zr apresentaram resultados nitidamente inferiores quando comparados com as ligas de U-Mo. Os problemas começam na fase de fabricação, pois as partículas combustíveis utilizadas na dispersão reagem intensamente com o revestimento de alumínio, resultando em substancial aumento da espessura do ceme combustível, além disso, análises pós-irradiação de três composições distintas (U-5Nb-3Zr, U-6Nb-4Zr e U-9Nb-3Zr) demonstraram fraco desempenho sob irradiação quanto ao swelling. Neste estudo, a segunda amostra (U-6Nb-4Zr) apresentou resultados um pouco melhores, mais ainda assim inferiores, aos apresentados pelas ligas de U-Mo. Segundo Meyer [26], os compostos combustíveis baseados nas liga de U-Mo apresentam maior compatibilidade com o revestimento durante os processos de fabricação e melhor desempenho do combustível sob irradiação.

Análises das propriedades mecânicas dos compostos combustíveis, [21,30], bem como de seu comportamento frente ao swelling dão conta que as ligas de U-Nb e U-Zr apresentam menor resistência mecânica quando comparadas as de U-Mo.

3.2.3.3 Urânio-Molibdênio

O emprego dos elementos de liga no desenvolvimento de novos compostos combustíveis tem, entre outras finalidades, a retenção da fase γ já diretamente a temperatura ambiente. Impede-se desta forma que as profundas transformações cristalinas associadas às ciclagens térmicas típicas de um reator de potência venham a comprometer a capacidade estrutural do composto combustível. A adição destes elementos também propicia, tanto a baixas como altas temperaturas, uma substancial melhora de suas propriedades mecânicas. Como exemplo pode-se citar o aumento nas tensões limites

elásticas e na própria tenacidade do composto combustível, aumentando desta forma a capacidade deste em resistir ao "swelling".

Uma significativa melhora em suas características, diz respeito à capacidade do composto em resistir a processos corrosivos a altas temperaturas (similares às experimentadas em um reator PWR) quando comparado com urânio não-ligado, o que do ponto de vista do projeto estrutural de um EC, acaba convergindo para a incorporação de características intrinsecamente seguras a este projeto, uma vez que em havendo a possibilidade de falha no revestimento, a taxa de corrosão promovida pela água do primário aquecida, não conduziria para uma situação catastrófica.

Parte da análise bibliográfica realizada baseou-se em estudos recentes [27] sobre o comportamento de ligas de U-Mo de diferentes composições, algumas inclusive ternárias (6%Mo-1,7%Os e 6%Mo-0,8%Ru), sob irradiação a diferentes temperaturas. *Da análise destes estudos resultam algumas importantes conclusões, como o estabelecimento de uma clara e forte dependência do inchamento ou "swelling" com a temperatura do composto combustível de U-Mo e que tal dependência, a princípio não sofre qualquer influência da composição da liga binária de U-Mo, como mostra o gráfico abaixo (vide fig.3.4):*

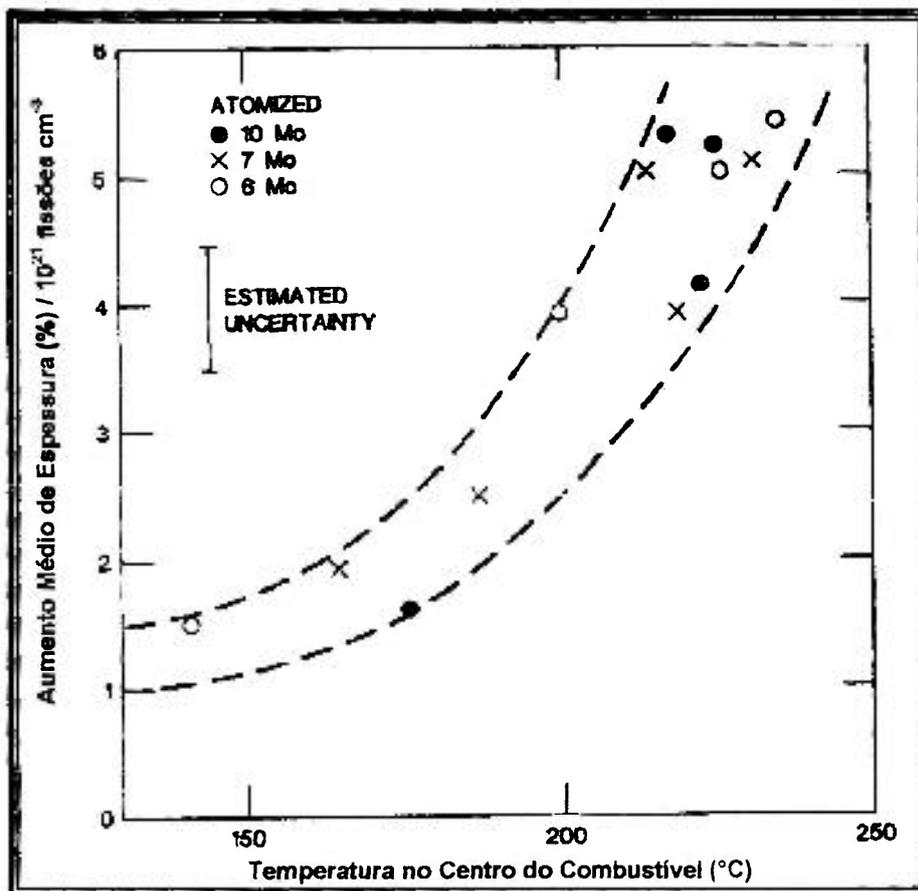


FIGURA 3.4 - Aumento médio de espessura (%) do composto combustível, normalizado para 10^{21} fissões/ cm^3 , vs temperatura central do cerne combustível [27].

Existem dois efeitos ligados a irradiação dos compostos que isoladamente ou em conjunto podem explicar a forte dependência entre o swelling e a temperatura deste combustível. O primeiro refere-se ao comportamento dos produtos de fissão gasosos na liga de U-Mo (o "swelling" devido aos produtos de fissão sólidos pode ser considerado como não dependente da temperatura) e o segundo relaciona-se a redução líquida de densidade associada com a formação de fases resultantes da interação de U-Mo/Al quando da interdifusão atômica incrementada pela irradiação.

A análise micro-gráfica de amostra com 10% de Mo em peso mostra a primeira vista que o "swelling" observado tem como principal influência o segundo efeito citado acima. (fig.3.5)

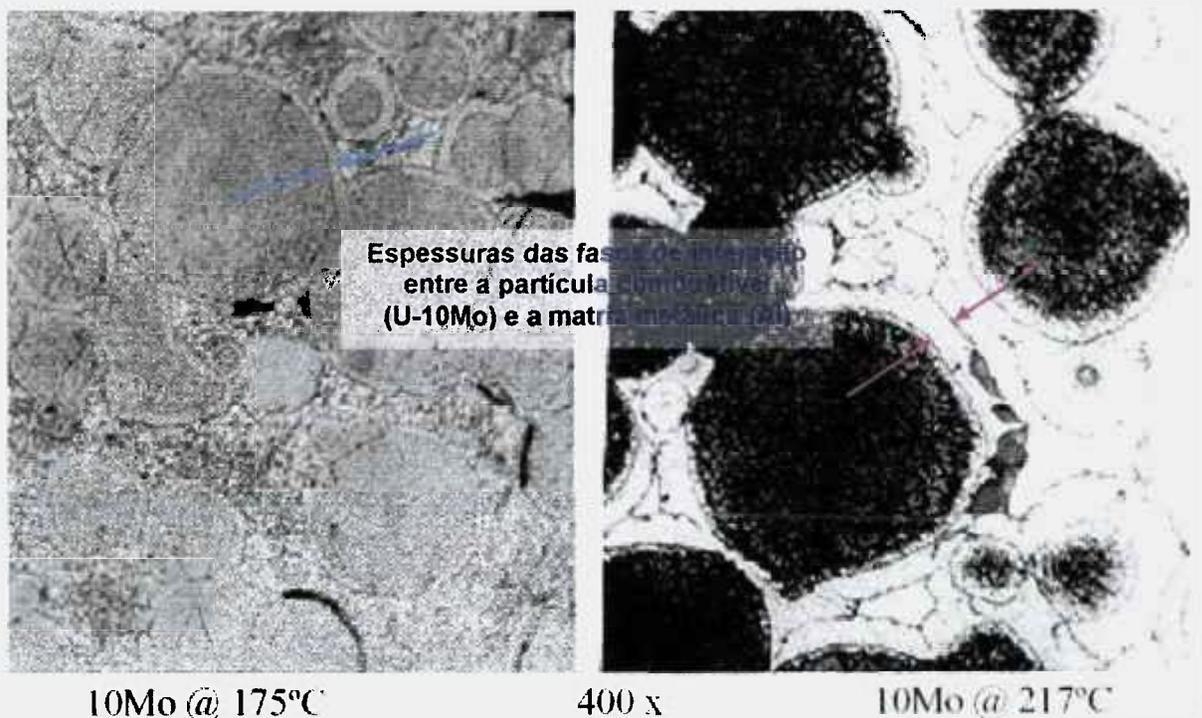


FIGURA 3.5 - Microestruturas na porção central do cerne combustível, mostrando o efeito da temperatura de irradiação [27].

Através desta figura pode-se verificar que uma pequena elevação na temperatura de irradiação (cerca de 42°C) de amostras similares de U-10Mo, para um mesmo nível de burnup, se traduz em um aumento de espessura das zonas de interação partícula (U-10Mo) x matriz metálica (Al).

Na FIGURA 3.6 são discriminadas as micro-estruturas e fases presentes em uma amostra de cerne combustível de U-10 Mo/Al irradiada a temperatura de 134°C e burnup em torno de 50% em U-235 [13].

Consubstanciando tal conclusão, a análise micro-estrutural realizada através de microscopia eletrônica de varredura em amostras similares de U-10Mo, para diferentes

níveis de burnup e temperatura de irradiação, (FIGURA 3.7), sugere uma não dependência, ou reduzida influência na produção de gases de fissão com a elevação de temperatura.

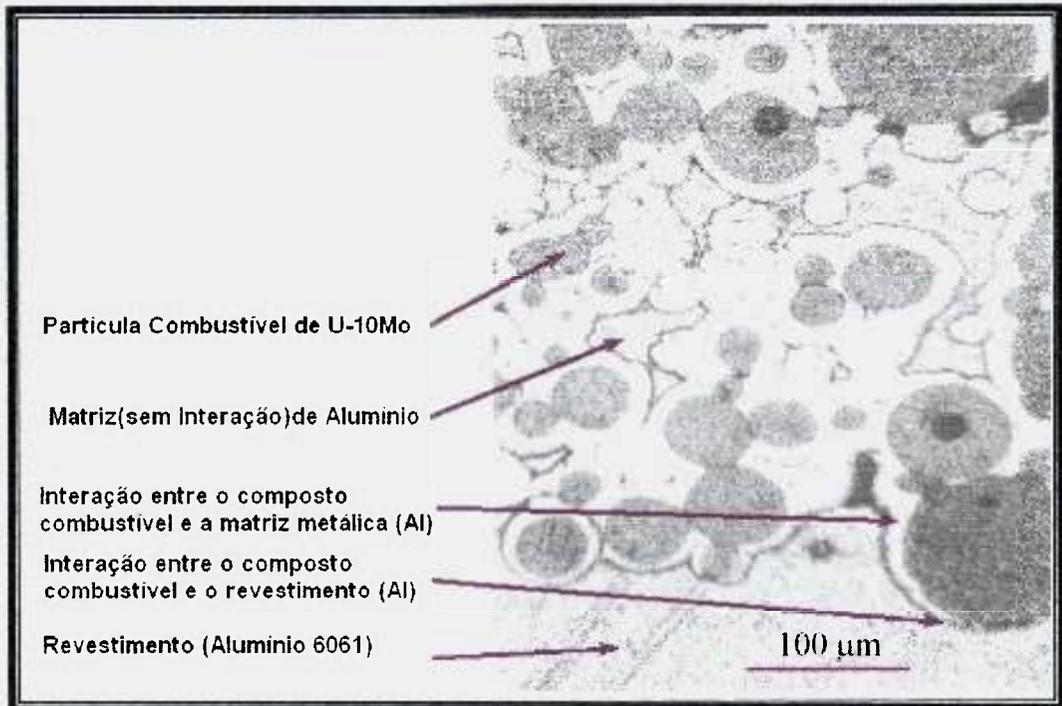
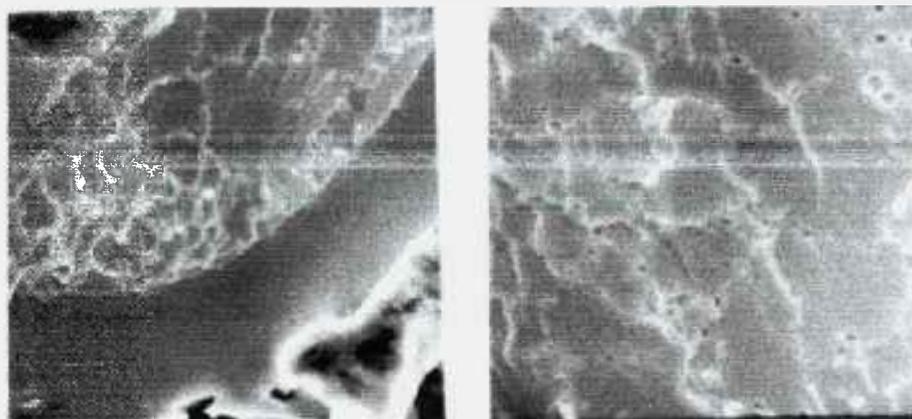


FIGURA 3.6 - Microestruturas do cerne combustível de U-10 Mo/Al irradiado a temperatura de 134 °C e burnup ~ 50% U²³⁵ [13].

Pequenas bolhas (pontos pretos na figura) resultantes do acúmulo dos produtos de fissão gasosos são formadas nas regiões intersticiais do composto combustível. Analisando a FIGURA 3.7, percebe-se que o aumento na densidade de bolhas deve-se exclusivamente ao aumento de burnup, não sendo observada qualquer dependência entre a temperatura e o aumento do volume dos gases de fissão gerados. A dependência do empolamento ("swelling") da placa combustível com a temperatura deve-se majoritariamente a geração de fases de interação entre o composto combustível (U-10Mo) e sua matriz metálica (Al) ocorrida quando da interdifusão atômica promovida pela a irradiação a quente.



U-10 Mo 200°C (Bu ~ 40% U²³⁵)

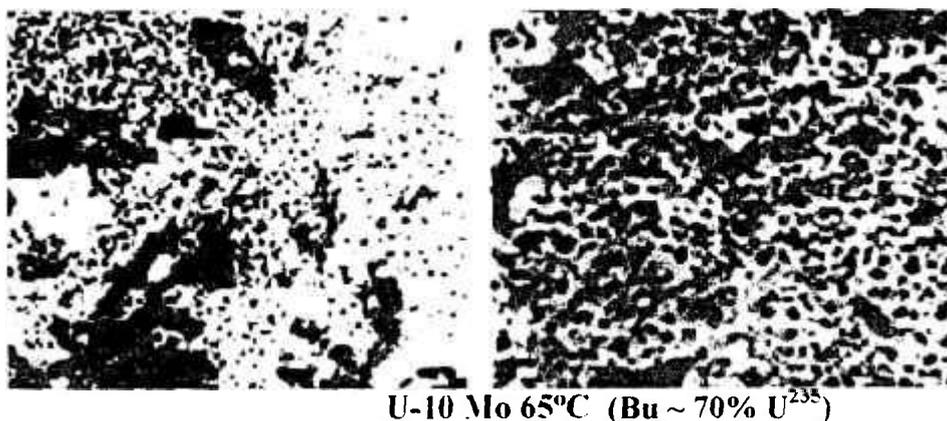


FIGURA 3.7 -Análise por microscopia eletrônica de varredura de dispersão de U-10 Mo, para diferentes níveis de burnup e temperaturas de irradiação [27].

3.2.4 Comparação das Ligas de Urânio Quando Irradiadas

O gráfico da FIGURA 3.8 apresenta a relação entre o acréscimo percentual de volume do composto combustível (normalizado para valores de burnup em átomos-percentuais) e o aumento da temperatura (média volumétrica) do composto combustível. Nele observamos, que o urânio metálico sinterizado começa a apresentar empolamento já a partir dos 300°C. Ligas como as de U-Nb (9-12% em peso de Nb) e de U-2Zr, possuem comportamento próximo, iniciando seus empolamentos a partir dos 340°C. Aos 360°C inicia-se o “swelling” para a liga sinterizada de U-1,2Mo, já para ligas fundidas de U-1,5Mo o empolamento tem início aos 420°C. Um comportamento interessante é apresentado pelas ligas de Zr-U (7-22% em peso de U) com baixo teor de urânio. Verifica-se que o “swelling” destas inicia-se já aos 460°C, porém de forma mais suave que a dos demais compostos. Finalmente, a liga de U-10Mo tratada termicamente, apresenta o início de seu empolamento somente a partir dos 550°C. *Desta forma, comparando as ligas ricas em urânio, pode-se constatar que as ligas de urânio-molibdênio apresentam os melhores resultados, em termos metalúrgicos, quanto à estabilidade dimensional sob irradiação [30].*

A FIGURA 3.9 apresenta o comportamento sob irradiação de amostras de U-10Mo obtidas por diferentes tipos de processamento. O gráfico correlaciona o decréscimo percentual de densidade do combustível com a temperatura de irradiação. Sobre os marcadores, são explicitados os níveis de burnup em termos de átomos totais. Verifica-se que combustíveis extrudados sem revestimento, com nível de burnup da ordem de 2% at, submetidos à temperatura de irradiação de 600°C, apresentam um decréscimo percentual da densidade em torno de 3.5%. O gráfico mostra que acima de 600° C, a taxa de redução da densidade aumenta significativamente, dependendo do tipo de tecnologia de fabricação utilizada e do nível de burnup do combustível.

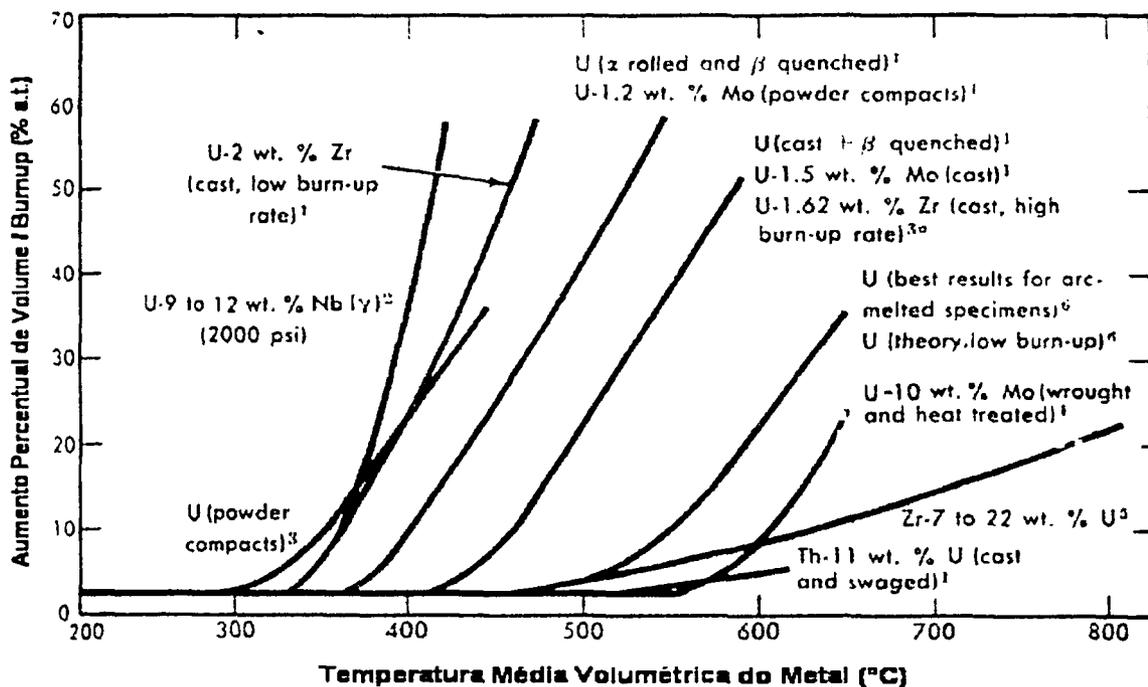


FIGURA 3.8 – Desempenho sob Irradiação para Ligas de Urânio (Efeito da Temperatura sobre o Empolamento do combustível) [30].

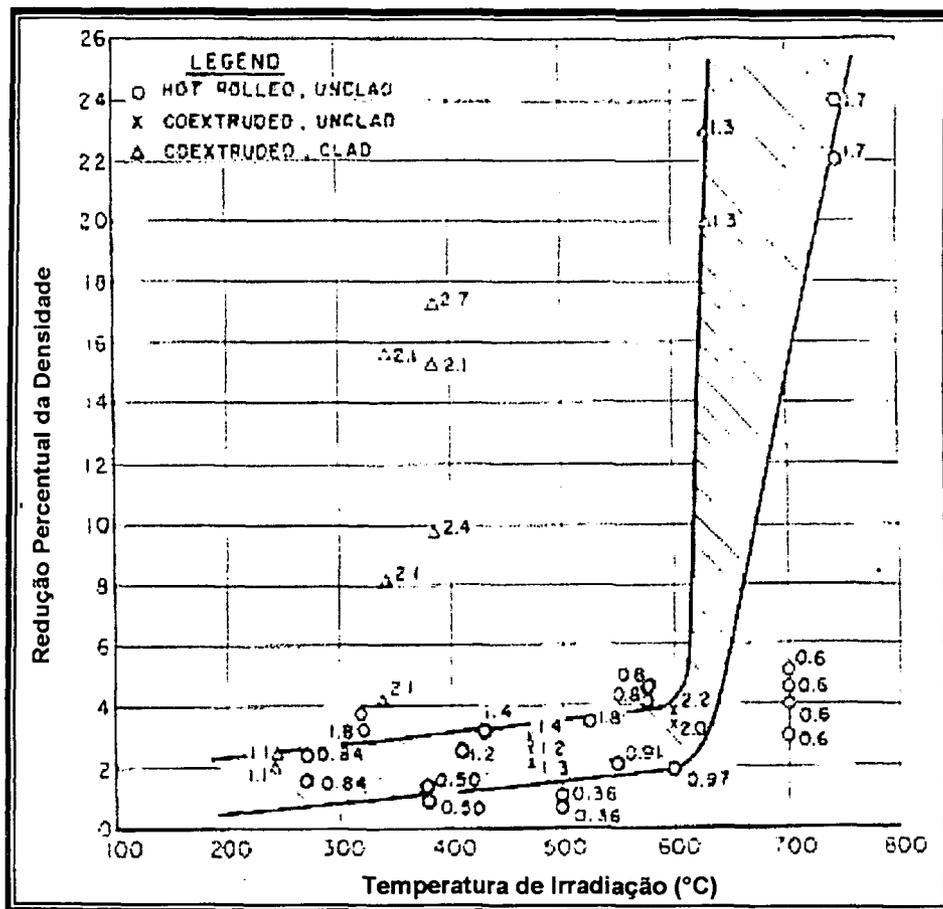


FIGURA 3.9 - Diminuição Percentual da Densidade das Placas em Função da Temperatura de Irradiação, p/ U-10Mo (valores de burnup nos marcadores) [24].

3.3 Considerações sobre Dispersões

Um combustível do tipo dispersão é caracterizado pela disposição de partículas de combustível em uma matriz metálica. Idealmente, esta disposição deve ser a mais uniforme possível, buscando que as partículas estejam sempre envolvidas pelo material da matriz. As dispersões podem ser de compostos combustíveis cerâmicos em matrizes metálicas (CERMET), ou de compostos combustíveis metálicos em matrizes metálicas.

As FIGURAS 3-10 e 3-11 ilustram um combustível do tipo dispersão. Podemos representar uma dispersão ideal, como uma rede tridimensional regular de partículas esféricas combustíveis de diâmetro D , cuja região de dano promovida pela frenagem dos produtos de fissão possa ser quantificada pelo comprimento λ_m . A separação entre as partículas (a partir das regiões danificadas da matriz) ou espessura não-danificada da matriz d' irá depender da fração volumétrica da fase dispersa e do diâmetro da partícula.

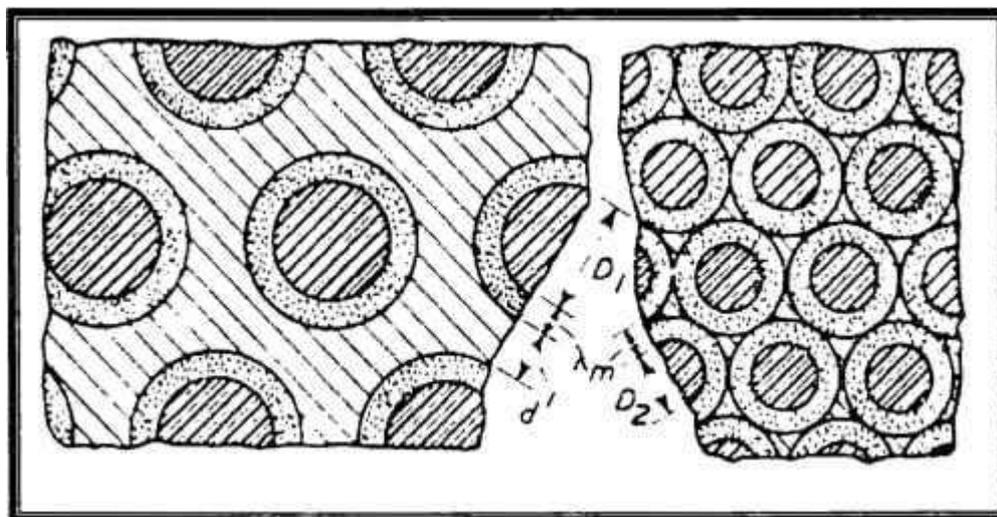


FIGURA 3.10 - Influência do diâmetro da partícula na espessura não-danificada da matriz d' para uma dada fração volumétrica da fase dispersa V_f .

A quantidade ou densidade do composto combustível em uma dispersão é influenciada basicamente pelo tamanho, forma e disposição espacial das partículas de combustível. A forma geométrica que possui a maior relação volume/área é a esfera. Busca-se aumentar esta relação para diminuir a área de contato entre a matriz e o combustível e evitar possível interação entre seus materiais. Com relação à disposição espacial das partículas, verifica-se que com a adoção de uma estrutura cúbica perfeita, consegue-se uma taxa de aproveitamento da matriz metálica de até 48%. Outras configurações como a formada por uma rede tetraédrica de partículas, permite uma taxa de utilização volumétrica para a matriz estrutural de apenas 26%.

A configuração macro-estrutural da dispersão, em um cerne combustível, está condicionada às seguintes variáveis:

1. Fração volumétrica da fase dispersa (partículas combustíveis);
2. Tipo de disposição espacial das partículas;
3. Dimensão e forma da partícula;
4. Livre caminho médio dos produtos de fissão no composto combustível;
5. Livre caminho médio dos produtos de fissão no material estrutural;

Desde que as partículas de material físsil sejam devidamente dimensionadas (maiores que o livre caminho médio dos produtos de fissão, i.e., em torno de $6,8 \mu\text{m}$ para o urânio [31]), pode-se concentrar a zona de maior dano, aquela provocada pela deposição de energia dos produtos de fissão em sua trajetória, na região subjacente a própria partícula, ou imediatamente adjacente a mesma.

Desta forma toma-se necessário que a disposição espacial das partículas combustíveis no cerne contemple um distanciamento mínimo (d') que evite a superposição das regiões anelares de dano e mantenha uma matriz contínua de material estrutural capacitada a resistir a carregamentos mecânicos de diversas origens. O livre caminho médio dos produtos de fissão nas ligas de zircaloy é de $9,1 \mu\text{m}$ [31].

Analisando a dispersão ideal, com fração volumétrica da fase dispersa fixada em 20%, apresentada pela FIGURA 3.11, verifica-se que em termos relativos, o volume total de matriz estrutural danificada pode variar significativamente com o tamanho adotado para a partícula. Para a situação apresentada, as regiões danificadas da matriz se tocam com diâmetros de partícula da ordem de $35 \mu\text{m}$ e se sobrepõem para valores inferiores a este.

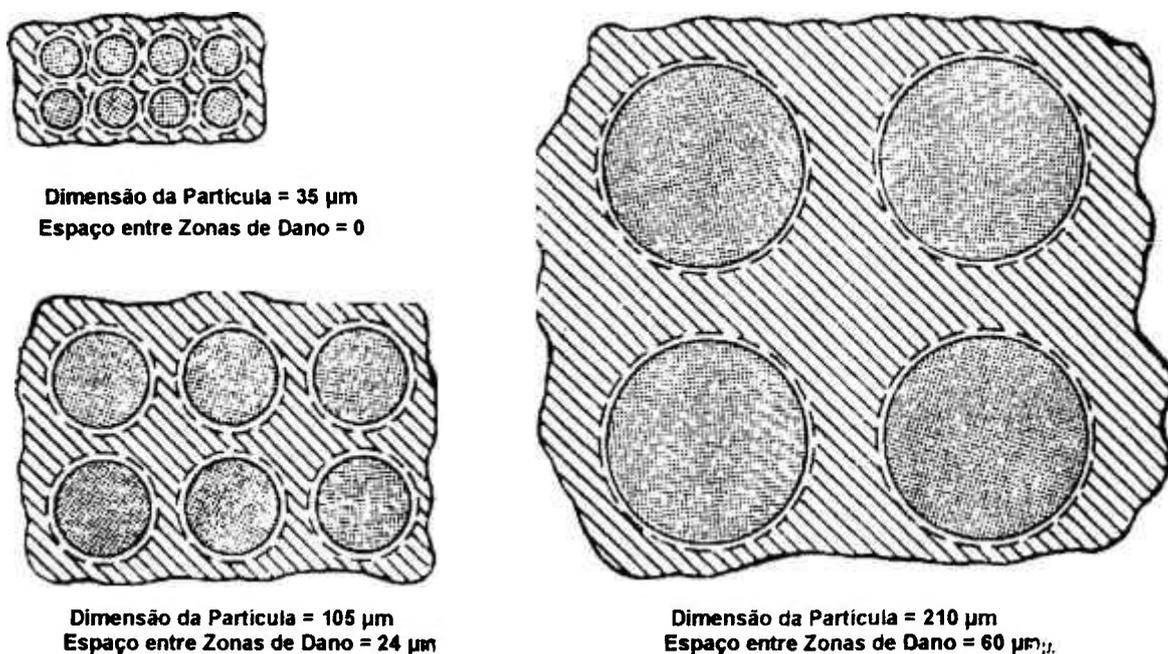


FIGURA 3.11 - Separação (μm) entre as zonas de matriz estrutural danificada para partículas de diferentes tamanhos. Fração volumétrica da fase dispersa de 20% [34].

Partículas de maior diâmetro, além de possibilitar a manutenção de uma matriz metálica contínua, com maior espessura estrutural (d'), possibilitam, em termos relativos, uma maior retenção dos produtos de fissão como mostra a TABELA 3.5.

TABELA 3.5 - Percentual de Produtos de Fissão (PF) que atinge a matriz metálica em uma dispersão ideal (UO_2) *

Diâmetro da Partícula (μm)	PF que atingem a matriz metálica (%)
9,4	100 %
19,0	69 %
37,0	37%
105,0	6,8%
210,0	3,4%

*matriz de partículas esféricas combustíveis em arranjo compacto fechado

3.4 Análise do Combustível com Cerne Monolítico

Como descrito anteriormente, a principal causa do swelling em placas combustíveis com cerne de dispersão (U-10Mo/Al) deve-se a formação de fases de interação entre o composto combustível (U-Mo) e a matriz (Al) quando da interdifusão atômica incrementada pela irradiação. Face à extensão deste tipo de dano, Hofman [13,33] propôs a adoção de cernes monolíticos de U-10Mo buscando, desta forma, diminuir a superfície total de contato entre os compostos do combustível e da matriz (no caso, revestimento) e reduzir o volume total danificado na parte estrutural do elemento combustível. Além disso, buscava trabalhar com a densidade máxima de U no cerne combustível de U-10Mo ($15,4 \text{ gU/cm}^3$).

Para o combustível ora proposto, tomando-se a fração volumétrica da fase fissil na dispersão da ordem de 40 %, ter-se-ia, portanto uma redução de mesma magnitude da espessura nominal do cerne (2,03 mm) para a configuração monolítica (mantendo constante o volume de composto combustível). A nova espessura seria então de 0,812 mm, com uma razão entre as superfícies de contato para as duas configurações da ordem de 50, para um diâmetro de partícula de combustível de 120 μm . Esta diminuição constitui uma notável redução na área de interação, favorecendo a redução do empolamento do cerne.

Todavia, a adoção de um cerne sólido retira algumas vantagens intrínsecas das dispersões como a retenção dos produtos de fissão e do material fissil na própria matriz metálica, o baixo gradiente de temperatura da partícula combustível e a manutenção de uma matriz estrutural contínua e resistente (devendo ser compensada com um aumento na espessura do revestimento, de forma a que se cumpra adequadamente a sua função estrutural)

4. CONSIDERAÇÕES SOBRE A METODOLOGIA EMPREGADA NA ANÁLISE TERMOIDRÁULICA DAS ALTERNATIVAS PARA AS PLACAS COMBUSTÍVEIS

Para um elemento combustível do tipo placa, a direção em que ocorrem os maiores gradientes de temperatura é aquele perpendicular ao plano da placa. Desta forma, o fluxo de calor, para este tipo de configuração, ocorrerá preferencialmente na direção da espessura da placa, podendo-se tratar o problema de transferência de calor como de caráter unidimensional.

A modelagem conduzida segundo a metodologia nodal passa primeiramente, pela discretização espacial do domínio de cálculo, conduzindo a um sistema de equações algébricas, caso o sistema opere em regime estacionário, ou diferenciais, caso o regime de operação seja do tipo transitório.

A malha assim gerada deverá representar fielmente o domínio físico do problema, explicitando as trocas de calor e a conseqüente elaboração do circuito elétrico equivalente, constando suas condutâncias, capacitâncias, transporte de massa, geração de energia.

4.1 Considerações sobre o Método Nodal

A abordagem numérica representada pelo método nodal [35] visa resolver problemas nos quais a complexidade das geometrias tratadas, aliada a multiplicidade de fenômenos de transferência simultâneos, torna impraticável a obtenção de soluções analíticas (que representem o comportamento físico do problema através de uma função contínua) para os campos de fluxo e temperatura. Torna-se necessário então, a discretização deste domínio físico em um número definido de pontos (pontos nodais).

Seja um dado sistema (gerador de vapor, reator nuclear, etc.) onde possam ocorrer diferentes modos de transferência de calor (condução, radiação, convecção). Este sistema pode ser decomposto em um número finito de elementos volumétricos (V_i) isotérmicos (com temperatura T_i , vide FIGURA 4.1), que podem representar, tanto uma parcela do fluido, quanto à da própria estrutura que a contém.

A capacitância térmica (C_i), vinculada ao centro do nó de volume V_i , é definida como

$$C_i = \rho_i C_{pi} V_i$$

onde: ρ_i - Densidade do material do i -ésimo nó;

C_{pi} - Calor específico do i -ésimo nó;

Um nó por sua vez, independentemente das trocas térmicas com ele ocorridas, pode ter uma fonte de calor (Q_i). O elemento de volume i poderá trocar energia com os elementos de volume imediatamente adjacentes por meio dos mecanismos de transferência de calor de condução, convecção e transporte de massa, ou remotamente, por meio de radiação.

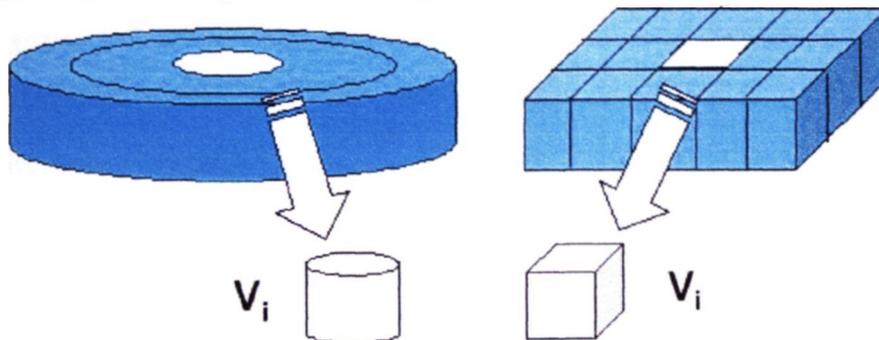


FIGURA 4.1 - Elemento de Volume, com propriedades constantes, subtendido a um nó.

A análise dos tipos de transferência de calor existentes entre os nós conduz ao estabelecimento de uma malha nodal interconectada através de condutâncias térmicas. Em termos gerais, o fluxo de calor trocado entre os nós i e j (ϕ_{ij}) pode ser expresso como:

$$\phi_{ij} = G_{ij} (T_j - T_i) \quad (4.2)$$

onde: G_{ij} . condutância térmica entre os nós i e j .

Modelar um sistema térmico consiste, então, em construir uma malha com capacitâncias, fontes de calor e condutâncias térmicas e, em seguida, estabelecer as equações de balanço de energia aplicáveis à situação física. Pode-se expressar o balanço de energia em um elemento infinitesimal a partir da seguinte equação

$$\rho C_p \frac{\partial T(r,t)}{\partial t} dv + \nabla \cdot \phi(r,t) dv = q(r,t) dv \quad (4.3)$$

onde: $q(r,t)$ - Taxa de geração de calor por unidade de volume;
 $T(r,t)$ - Campo de temperatura;
 $\phi(r,t)$ - Campo de fluxo de calor

Analisando a eq. (4.3) verificamos que o primeiro termo representa a taxa de variação de energia acumulada no elemento de volume dv , o segundo termo representa o fluxo de calor líquido que atravessa a superfície do elemento de volume dv e o terceiro termo, a fonte de calor no elemento de volume dv . Integrando a eq. (4.3) no elemento de volume subtendido ao nó i , e considerando o fato deste ser isotérmico, obtêm-se:

$$C_i \frac{dT_i}{dt} + \phi_i^{cond} + \phi_i^{conv} + \phi_i^{rad} + \phi_i^{mas} = Q_i \quad (4.4)$$

onde: ϕ_i^{cond} , ϕ_i^{conv} , ϕ_i^{rad} e ϕ_i^{mas} - Fluxos de calor

trocados entre o nó de volume V_i e os nós adjacentes;

C_i - Capacitância térmica do elemento V_i ;

Q_i - Fonte térmica de calor no elemento V_i .

Para a Eq. (4.4) convencionam-se como positivos os fluxos de calor que entram no nó V_i provenientes de seus vizinhos e como negativos, àqueles que estiverem saindo do nó V_i .

4.1.1 Conceito de Nó de Difusão

Integrando a equação de balanço de energia (4.3) no volume nodal V_i e considerando como homogêneo o material que constitui o nó, obtém-se a expressão para a capacitância térmica do nó i :

$$C_i = \rho C_p V_i \quad (4.5)$$

Desta maneira, aquele nó cuja capacitância térmica está associada a um certo elemento de volume é denominado nó de difusão. Analisando a equação diferencial (4.4), percebe-se que a capacitância térmica encontra-se no mesmo termo da derivada temporal da temperatura, o que mostra que fisicamente, a capacitância térmica desempenha um papel de inércia térmica do nó.

4.1.2 Conceito de Nó Aritmético

Para as situações em que se desejar conhecer a temperatura superficial do nó de difusão, geralmente em transferências por convecção ou radiação, deverá ser utilizado o conceito de nó aritmético. Um nó aritmético não possui capacitância térmica, pois a ele não está associado qualquer volume. Desta maneira o mesmo não possui inércia térmica, havendo uma pronta resposta a uma excitação externa. A temperatura deste nó varia a cada instante de forma a estar sempre em equilíbrio com o seu ambiente. Pode-se descrever o comportamento do nó de difusão através da seguinte equação algébrica:

$$0 = \phi_i^{cond} + \phi_i^{conv} + \phi_i^{rad} + \phi_i^{mas} + Q_i \quad (4.6)$$

4.1.3 Estabelecimento das Condutâncias Térmicas

As equações das condutâncias dependem da natureza das trocas térmicas envolvidas entre dois nós, isto é, se a mesma ocorre por condução, convecção, radiação ou por transporte de massa e energia. A transferência de calor em uma placa combustível pode ser considerada unidimensional, face à reduzida dimensão representada por sua espessura quando comparada as suas dimensões transversais.

A condutância térmica condutiva entre dois nós i e j pode ser obtida integrando a lei

de Fourier ao longo da distância entre os seus centros, L_{ij} , o que resulta em:

$$\phi_{ij}^{cond} = -k_{ij} \frac{S_{ij}}{L_{ij}} (T_j - T_i) \quad (4.7)$$

onde: S_{ij} - Área entre os nós i e j através da qual é conduzido o calor;

k_{ij} - Condutividade térmica média entre os nós i e j .

Comparando as eqs. (4.2) e (4.7) podemos identificar a condutância por condução como:

$$G_{ij}^{cond} = -k_{ij} \frac{S_{ij}}{L_{ij}}. \quad (4.8)$$

A expressão para o fluxo de calor na transição entre uma superfície sólida e um fluido em escoamento (transferência de calor por convecção) é dada pela lei de Newton:

$$\phi_{ij}^{conv} = h_{ij} S_{ij} (T_j - T_i) \quad (4.9)$$

onde: h_{ij} - coeficiente de transferência de calor por convecção entre o nó sólido e o nó contendo o fluido refrigerante.

Comparando as eqs. (4.2) e (4.9) podemos identificar a condutância por convecção como:

$$G_{ij}^{conv} = h_{ij} S_{ij}. \quad (4.10)$$

Desprezando os efeitos associados a multi-reflexão, pode-se exprimir o fluxo de calor trocado entre dois nós i e j pela equação de Stefan-Boltzmann:

$$\phi_{ij}^{rad} = -\varepsilon_i \alpha_j \sigma S_{ij} F_{ij} (T_j^4 - T_i^4) \quad (4.11)$$

onde: ε_i - Coeficiente de Emissão do nó i ; σ - Constante de Stefan-Boltzman;

α_j - Coeficiente de Absorção do nó j ;

Comparando as eqs. (4.2) e (4.9) podemos identificar a condutância por radiação como:

$$G_{ij}^{rad} = \varepsilon_i \alpha_j \sigma S_{ij} F_{ij} (T_j^2 + T_i^2)(T_j + T_i) \quad (4.12)$$

Condutância fluida é aquela associada aos fenômenos de transporte de massa e energia, ocorridos quando do escoamento de um fluido operante por um sistema aberto.

Consideremos o caso de um fluido escoando em uma tubulação (vide FIGURA 4.2). Desprezando os termos relativos à dissipação viscosa e considerando o fluido como sendo incompressível, pode-se calcular a entalpia que é transferida do nó i para o nó j como:

$$H_{i \rightarrow j} = \rho c_p S u dt T_i \quad (4.13)$$

Analogamente, a entalpia que deixa o nó j , é de :

$$H_{j \rightarrow k} = \rho c_p S u dt T_j \quad (4.14)$$

onde: u - velocidade média do escoamento;
 S - área da seção transversal da tubulação;

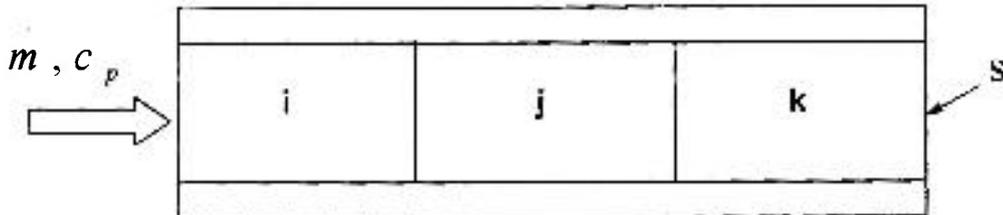


FIGURA 4.2 – Balanço dos fluxos de massa e energia no nó j.

A vazão mássica através de qualquer seção transversal da tubulação é de:

$$\dot{m} = \rho u S$$

Fazendo o balanço de energias, temos a contribuição líquida relativa ao transporte de massa e energia para o nó j:

$$\phi_j^{mas} = \dot{m}(H_{i \rightarrow j} - H_{j \rightarrow k}) = \rho c_p S u (T_j - T_i) = \dot{m} c_p (T_j - T_i) \quad (4.15)$$

A condutância fluida relativa ao transporte de massa e energia pode ser escrita como:

$$G = \dot{m} c_p \quad (4.16)$$

Analisando a equação (4.15), verifica-se que as únicas variáveis de influência são as temperaturas dos nós i e j, não havendo qualquer influência da temperatura relativa ao nó k.

Esta constatação demonstra haver um sentido preferencial, i.e. o mesmo sentido do fluxo de escoamento, na transferência de calor relacionada à condutância fluida. Diferentemente, as trocas térmicas associadas às condutâncias condutivas e convectivas possuem caráter bidirecional.

4.1.4 Estabelecimento das Condutâncias Condutivas (Coordenadas Cartesianas)

Seja uma barra de seção transversal retangular de área S , com as seções S_g e S_d mantidas nas temperaturas T_g e T_d respectivamente e cujas faces laterais são mantidas adiabáticas (vide FIGURA 4.3). A transferência de calor nesta barra se dá, portanto, de forma unidimensional, orientando-se na direção x .

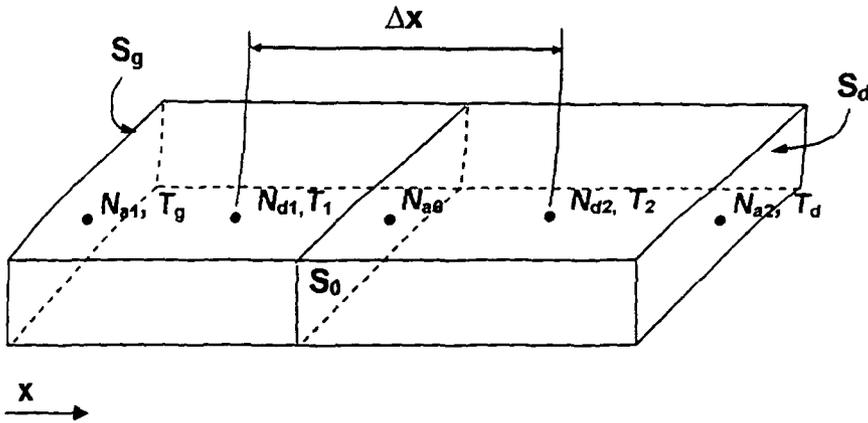


FIGURA 4.3 - Modelo utilizado para cálculo da condutância térmica de acoplamento entre dois nós adjacentes em coordenadas cartesianas

A barra é então decomposta em 2 nós idênticos (de volumes V_1 e V_2) centrados nos nós de difusão N_{d1} e N_{d2} (a temperaturas T_1 e T_2 , respectivamente) que distam entre si do valor de Δx . São introduzidos nestes elementos nodais os nós aritméticos N_{a1} , N_{a0} e N_{a2} , vinculados as seções transversais (S_g , S_0 e S_d) de mesma área S . Resolvendo a equação de balanço de energia em regime estacionário obtém-se:

$$T(x) = T_g + \frac{(T_d - T_g)}{2 \Delta x} x = T_1 + \frac{(T_2 - T_1)}{\Delta x} \left(x - \frac{\Delta x}{2} \right) \quad (4.17)$$

4.1.5 Acoplamento Entre Nós de Difusão Adjacentes

Neste tópico será calculada a condutância térmica de acoplamento entre dois nós adjacentes. Considerando uma barra retangular de material homogêneo, conforme apresentado pela FIGURA 4.3, o fluxo de calor que atravessa a seção transversal isotérmica de área S é igual a:

$$\phi = \int_s k \text{grad } T \, ds = k S \frac{(T_2 - T_1)}{\Delta x} \quad (4.18)$$

Utilizando a forma geral para o fluxo de calor, eq. (4.2), podemos reescrever a eq. 4.18) como:

$$G = \frac{\phi}{\Delta T} = \frac{\int_s k \text{grad } T \, ds}{T_2 - T_1} = \frac{k S}{\Delta x} \quad (4.19)$$

4.1.6 Acoplamento Entre um Nó de Difusão e um Nó Aritmético

Para o caso em que se deseja analisar, a condutância térmica G' relativa ao acoplamento entre um nó de difusão (nó N_{d2} a temperatura T_2) e um nó aritmético (nó N_{a2} a temperatura T_d), tem-se que:

$$G = \frac{\phi}{\Delta T} = \frac{\int_s k \text{ grad } T \, ds}{T_2 - T_1} = \frac{k S}{\Delta x/2} = 2 G \quad (4.20)$$

4.1.7 Equação de Balanço de Energia Nodal

Retomando à eq. (4.4), expressando os fluxos de calor em termos de condutâncias e aproximando a derivada temporal por uma diferença finita, pode-se escrever uma equação de balanço de energia para cada nó da malha como:

$$C_i \frac{T_i^{t+\Delta t} - T_i^t}{\Delta t} + \sum_j G_{ij}^{cond} (T_j - T_i) + \sum_j G_{ij}^{conv} (T_j - T_i) + \sum_j G_{ij}^{mas} (T_j - T_i) = Q_i(t) \quad (4.21)$$

Analisando a eq. (4.21), verifica-se que o termo referente à transferência de calor por radiação foi desconsiderado, pelo fato deste não ter contribuição significativa para o balanço de energias, quando comparado às outras modalidades de transferência.

Aplicando as equações de balanço ao conjunto de nós representados pela malha nodal, obtêm-se um sistema de equações álgebra-diferenciais acopladas e não-lineares. Caso o sistema analisado opere em regime estacionário, o lado esquerdo da eq. (4.21) passa a ser nulo, resultando, então, em um sistema não-linear de equações algébricas.

4.2 Considerações sobre a Modelagem Termoidrúlica da Placa

A modelagem de um problema de transferência de calor pela metodologia nodal passa pela discretização espacial do domínio de cálculo, conduzindo a um sistema de equações algébricas (regime estacionário) ou diferenciais (regime transitório). Considera-se que os sistemas analisados neste trabalho operam sob regime estacionário, dispensando o cálculo das capacitâncias térmicas envolvidas e conseqüentemente, desconsiderando "acúmulos" de energia que poderiam ocorrer nas porções de matéria associadas aos elementos nodais modelados. A malha nodal gerada tem por finalidade, representar o domínio físico do problema, explicitando o circuito térmico em si, com suas trocas de calor, condutâncias condutivas e convectivas, transporte de massa e geração de energia.

4.3 Vetorização de Variáveis Termoidrúlicas

A maior parte das variáveis envolvidas na equação de balanço de energia, eq. (4.13), para os nós do sistema modelado, são dependentes de outras variáveis tais como temperatura, pressão, viscosidade, condutividade térmica, calor específico, etc. Desta maneira, tornou-se necessário vetorizar estas variáveis, possibilitando que as mesmas assumissem valores locais. A FIGURA 4.5 relaciona alguns destes vetores, apresentando um trecho da programação gerada.

```

rho[i]= DENSITY(Water:T=Tf[i-1];P=P1)
kf[i] = CONDUCTIVITY(Water:T=Tf[i-1];P=P1)
mi[i] = VISCOSITY(Water:T=Tf[i-1];P=P1)
cpf[i] = CP(Water:T=Tf[i-1];P=P1)*1000
kcuo2[i]=KCUO2V(Tc[i-1])
kra[i]=KRAV(Tm[i-1])
a[i]=3*kra[i]/(2*kra[i]+kcuo2[i])
kcerne[i]=kra[i]*((1-(1-a[i]*kcuo2[i]/kra[i])*b)/(1+(a[i]-1)*b))
qvmed[i]=QVMEDV(vc;z[i])
Reyn[i] = REY(Qc; Dh;mi[i]; Ac)
Prt[i] = PRN(Cpf[i];mi[i]; kf[i])
hl[i] = HV(kf[i]; Dh; Reyn[i]; Prt[i])
G1c[i]=kcerne[i]*lc*dz/tm
G2c[i]=2*2*kra[i]*lc*dz/r
    
```

FIGURA 4.5 - Trecho de programação apresentando a vetorização de algumas variáveis de importância para a modelagem.

4.4 Cálculo do Coeficiente de Transferência de Calor por Convecção (h)

O método mais comum para correlacionar dados de transferência de calor por convecção utiliza equações adimensionais nas quais as propriedades do fluido, dimensões do sistema e outras características relevantes são arranjadas em grupos adimensionais. As constantes que aparecem nestas equações são determinadas experimentalmente. O escoamento no núcleo de um reator nuclear ocorre por meio de convecção forçada, dado que a energia cinética do fluido é fornecida por um sistema de bombeado externo. Os grupos adimensionais geralmente usados em equações que descrevem a convecção forçada são:

O número de Reynolds:
$$Re = \frac{\rho V D_h}{\mu} \tag{4.22}$$

O número de Prandtl :
$$Pr = \frac{c_p \mu}{K_{fluido}} \tag{4.23}$$

O número de Nusselt :
$$Re = \frac{h D_h}{K_{fluido}} \tag{4.24}$$

ou
$$h = \left(\frac{K_{fluido}}{D_h} \right) Nu \tag{4.25}$$

As quantidades envolvidas são a viscosidade do fluido (μ), a condutividade térmica do fluido (K_{fluido}), a massa específica do fluido (ρ), o calor específico (c_p), a velocidade de escoamento do fluido (v) e o diâmetro efetivo do canal no qual o fluido escoar. O diâmetro hidráulico, D_h , é definido como sendo:

$$D_h = 4 \cdot \text{Área de escoamento} / \text{perímetro em contato com o fluido (perímetro molhado)}$$

O número de Reynolds, que constitui uma medida da razão entre as forças de inércia e de ação viscosa em um fluido em circulação, caracteriza o escoamento. Em particular, a transição entre escoamento laminar e turbulento ocorre para valores de Re da ordem de 2000 (dutos). O número de Prandtl depende apenas das propriedades do fluido, sendo dado pela razão entre a viscosidade cinemática e a difusividade térmica. Esse número determina a maneira pela qual a temperatura e velocidade do fluido variam próximo da parede em que o mesmo escoar e no qual está sendo aquecido e resfriado.

Embora o número crítico de Reynolds para a transição seja geralmente tomado como 5×10^5 (em placas planas) este valor, na prática, é fortemente dependente das condições de rugosidade superficial e do "nível de turbulência" da corrente livre.

Na Tabela 4.1 [38], encontram-se relacionadas, boa parte das correlações utilizadas para obtenção do número de Nusselt (e conseqüentemente de h) em convecção forçada. Estas são apresentadas segundo as faixas de validade para o número de Prandtl.

Tabela 4.1 - Correlações Típicas Utilizadas em Convecção Forçada

Faixa de Prandtl	Correlação
< 0,1 (Metal Líquido)	$Nu = 6,3 + 0,03 (Re Pr)^{0,8}$ (Fluxo de Calor Constante) $Nu = 4,8 + 0,03 (Re Pr)^{0,8}$ (Temperatura Constante)
0,5 < Pr < 1,0	$Nu = 0,022 Pr^{0,6} Re^{0,8}$ (Fluxo de Calor Constante) $Nu = 0,021 Pr^{0,6} Re^{0,8}$ (Temperatura Constante)
Pr ~ 1,0	$Nu = 0,023 Pr^{0,4} Re^{0,8}$ (Água ou Hélio)
1,0 < Pr < 20	$Nu = 0,0155 Pr^{0,6} Re^{0,83}$ (Líquidos Leves de baixa viscosidade)
Pr > 20	$Nu = 0,0118 Pr^{0,3} Re^{0,9}$ (Óleos e outros Líquidos Viscosos)

Para o cálculo do coeficiente de transferência de calor de fluidos não metálicos, escoando em canais longos e estreitos, em regime de convecção forçada, para números de Reynolds superiores a 2.000, será empregada a correlação de Dittus-Boelter, válida para números de Prandtl em torno de 1,0.

$$h = 0,023 (K_{\text{fluido}}/D_h) Pr^{0,4} Re^{0,8}$$

Dada a importância no regime de escoamento e no próprio fenômeno de transferência de calor apresenta-se, nas FIGURAS 4.6 e 4.7, os valores locais para o número de Reynolds, $Re_{yn}[i]$ e para o coeficiente de transferência de calor por convecção, $h[i]$, em cada ponto do comprimento da placa.

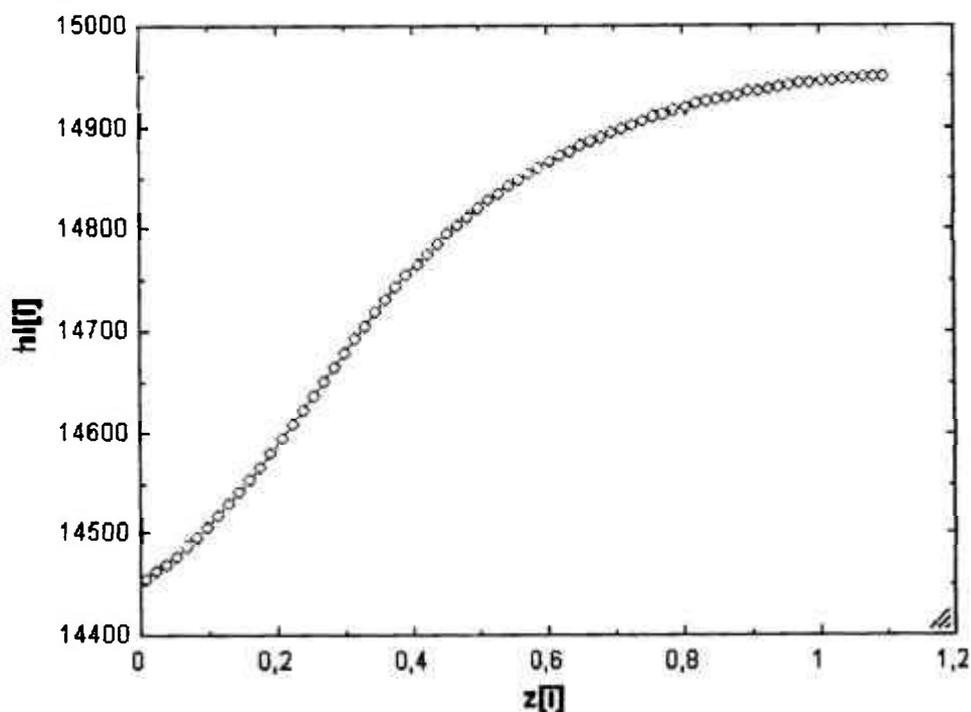


FIGURA 4.6 - Coeficiente de transferência de calor por convecção forçada em função da posição axial

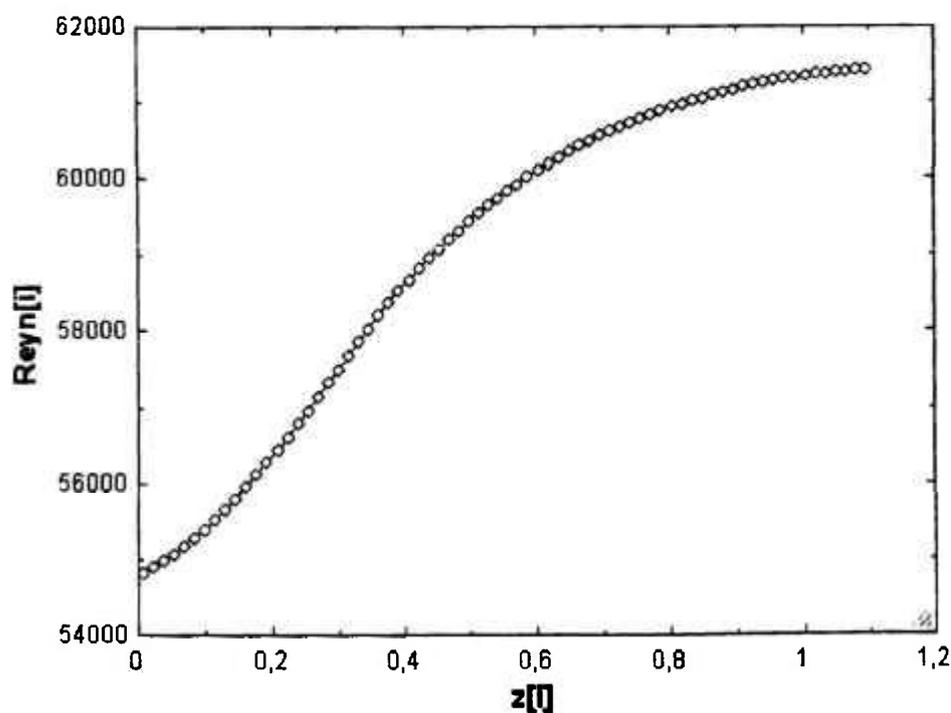


FIGURA 4.7 - Número de Reynolds em função da posição axial

4.4 Condutividade Térmica dos Materiais

Verificou-se através do Capítulo 3 que diferentes tipos de materiais podem ser considerados na elaboração de um novo elemento combustível com configuração do tipo placa. Como será visto em detalhes no próximo capítulo, as alternativas analisadas para o cerne combustível baseiam-se em configurações do tipo dispersão ou monolíticas. Os compostos combustíveis utilizados são o UO_2 e o U-10Mo. Para o emprego em matrizes e revestimentos, os materiais selecionados são o aço inoxidável ou o Zircaloy. Dadas as diferentes propriedades térmicas relacionadas aos compostos combustíveis e materiais estruturais selecionados, são apresentadas nesta seção, as expressões que correlacionam suas condutividades térmicas com a temperatura.

Pelo fato de não terem sido encontrados dados consistentes sobre a dependência da condutividade térmica do aço inox 348 com a temperatura, será considerado para efeito de cálculo térmico o aço inox 304, material estrutural de largo emprego na área nuclear e com significativa base de dados quanto as suas propriedades térmicas. As relações de dependência da condutividade térmica com a temperatura para o aço [22], e para o composto combustível UO_2 (com densidade igual a 95% da densidade teórica) são apresentadas na TABELA 4.2 [22,28].

Para o cálculo de todas as condutividades térmicas equivalentes dos cerne de dispersão analisados neste trabalho, será aplicada a metodologia apresentada por Eucken [37]. Considera-se, para efeito de cálculo, uma fração volumétrica de 40 % em peso de material físsil disperso na matriz metálica. A condutividade térmica do revestimento é calculada tomando como referência, a temperatura no centro do revestimento. Como o gradiente térmico entre as superfícies interna e externa do mesmo é muito reduzido, o erro introduzido por esta simplificação é desprezível. Assume-se também, que a interação metalúrgica entre o cerne e o revestimento é perfeita, desconsiderando-se a existência de qualquer impedância térmica de contato entre estes dois materiais. Não é postulada a formação de óxido sobre o revestimento durante o ciclo operativo do elemento combustível.

Para as alternativas de combustível sobre as quais serão conduzidas as análises térmicas, o material escolhido como revestimento será o Zircaloy-2, dado que, da mesma forma, não se conseguiram obter dados consistentes a respeito da dependência da condutividade térmica do Zircaloy-4 com a temperatura. Como a diferença na composição química entre estas duas ligas de zircônio é bastante sutil, considerar-se-á o Zircaloy-2 para efeito de análise térmica. A expressão obtida para a condutividade térmica do Zircaloy-2 [38] é apresentada na TABELA 4.2.

Para as alternativas combustíveis baseadas na utilização do UO₂ como elemento físsil e o Zircaloy como material estrutural, torna-se necessário, durante o processo de fabricação das placas, isolar completamente este último da ação do oxigênio presente no composto combustível, uma vez que as temperaturas alcançadas nestes processos podem superar os 800 °C. Para contornar este problema, sugere-se a adoção de uma película protetora de cromo que venha a envolver completamente a partícula combustível de UO₂, evitando interações químicas indesejadas. Como a espessura da película de cromo é ultrafina, desconsiderar-se-á qualquer impedância térmica a ela associada.

Se por um lado, a adoção do Zircaloy como revestimento e matriz metálica da dispersão melhora sobremaneira o desempenho neutrônico do combustível, esta não trará, entretanto, qualquer benefício com relação à taxa de transferência de calor, dado que a condutividade do Zircaloy é levemente inferior a do próprio aço inox.

A relação de dependência da condutividade térmica do composto combustível (U-10Mo) com a temperatura foi obtida através da consolidação de tabela experimental da condutividade térmica versus temperatura [30] em uma lookup table do EES [23] ("Engineering Equation Solver"). Subseqüentemente, foi realizado o ajuste polinomial com desvio da ordem de 10⁻⁵, resultando na expressão apresentada na TABELA 4.2.

TABELA 4.2 - Condutividade Térmica de Vários Materiais em função da Temperatura

Material	Condutividade Térmica (W/cm ² °C)
Aço Inox 304 [22]	$k = 8,116 + 1,618 \times 10^{-2} T$
UO ₂ com densidade de 95 % DT [22,28]	$k_{\text{UO}_2\text{V}} = \frac{100}{7,5408 + 17,592 \cdot \left[\frac{T + 273}{1000} \right] + 3,6142 \cdot \left[\frac{T + 273}{1000} \right]^2} + \left[\frac{6400}{\left(\frac{T + 273}{1000} \right)^{2,8}} \right] \left[\frac{-18,35}{\frac{T + 273}{1000}} \right]$
Zircaloy-2 [38]	$k = 12,767 - 0,00054348 \cdot (T+273) + 0,0000089818 \cdot (T+273)^2$
U-10Mo [30]	$K_f = 11,5238 + 0,0260601 \cdot (T+273) + 0,00000842509 \cdot (T+273)^2$

4.4.1 Condutividade Térmica do Cerne Combustível (K_v)

Para obter a condutividade térmica de uma dispersão de pequenas partículas combustíveis de condutividade K_D, uniformemente dispersas em uma matriz contínua de condutividade K_M será utilizada eq. originalmente derivada por Maxwell e apresentada por Eucken [31]:

$$K_f = K_M \cdot \frac{1 - (1 - aK_D / K_M)b}{1 + (a - 1)b} \quad (4.27)$$

Onde: $a = 3 K_M / (2 K_M + K_D)$;

$b = V_D / (V_M + V_D)$;

V_M : fração volumétrica da matriz metálica;

V_D : fração volumétrica do composto combustível disperso;

K_D : Condutividade térmica da partícula combustível dispersa;

K_M : Condutividade térmica da matriz metálica;

K_C : Condutividade térmica do revestimento;

4.5 - Considerações sobre Correlações Utilizadas para Cálculo do Fluxo Crítico de Calor

Como apresentado no Capítulo 2, um dos principais critérios relacionado a segurança de reatores de potência de pequeno porte está associado à ocorrência de DNB (*Departure from Nucleate Boiling*). A medida em que ocorre o aumento na temperatura global do refrigerante, haverá um ponto em que a elevada densidade de bolhas leva àquelas adjacentes a coalescer na forma de um filme de vapor contínuo, envolvendo o revestimento combustível. A partir deste ponto diz-se que o sistema encontra-se em crise de ebulição (*Boiling Crisis*) ou caminhando para o DNB (*Departure from Nucleate Boiling*). O fluxo de calor imediatamente antes, ou exatamente neste ponto é conhecido como Fluxo Crítico de Calor (*CHF-Critical Heat Flux*), sendo este, o maior valor possível de ser alcançado pelo sistema. A partir deste ponto, a curva do fluxo de calor inicia a sua trajetória de queda, podendo ser explicada, pelo fato de que a transferência de calor através do filme de vapor formado nas regiões adjacentes ao revestimento ocorrerá preponderantemente por condução ou radiação. Estes mecanismos de transferência de calor são menos eficientes quando comparados à convecção forçada.

Ao longo dos anos foram desenvolvidas diversas correlações para o fluxo crítico de calor. Tais correlações levam em consideração a geometria de escoamento, algumas variáveis de processo e o tipo de regime de ebulição, i.e., se o sistema evolui segundo ebulição nucleada subresfriada ou sob regime de ebulição nucleada saturada (*bulk boiling*).

Jens e Lottes propuseram uma correlação válida para ambos regimes de ebulição e para geometrias diversas. A TABELA 4.3 apresenta esta e outras correlações utilizadas para o cálculo do fluxo de calor crítico. Nela encontram-se relacionados os parâmetros utilizados nas correlações, suas faixas de validade, o tipo de geometria atendido, o regime de ebulição

coberto e finalmente as classes de reatores geralmente atendidas por estas correlações.

Outra correlação válida no regime de ebulição nucleada é a de Bernarth, resultante da combinação de três equações, conforme apresentado na TABELA 4.3. Para um sistema sem produção líquida de vapor, operando integralmente no estado subresfriado, pode-se aplicar a correlação para fluxo de calor crítico de Labuntsov [39], (vide TABELA 4.3).

A escolha da correlação mais apropriada para o cálculo do fluxo crítico de calor dependerá do perfeito enquadramento desta com o tipo de configuração adotada para o núcleo. De uma forma geral, algumas das correlações atualmente disponíveis estão relacionadas à geometria tipo placa para reatores de pesquisa de piscina aberta (pressão atmosférica e baixas temperaturas) e a geometria cilíndrica para reatores de potência (pressão de 155 bar a 273°C). O interesse deste trabalho recai, no entanto, em um combustível com características híbridas em relação aos tipos de reatores supracitados.

Embora a correlação de Jens e Lottes tenha sido desenvolvida para o regime de ebulição nucleada subresfriada, Tong [37] atesta a sua validade também para o regime de ebulição nucleada saturada (*bulk boiling*) e para quaisquer geometrias envolvidas na transferência de calor. Tong apresenta também que a despeito de Bergels e Rohsenow, terem desenvolvido correlação própria para o fluxo crítico de calor, o maior volume de cálculos realizados neste campo são conduzidos com a correlação de Jens e Lottes.

Durante a fase de pesquisa e desenvolvimento do primeiro reator nuclear de potência, reator Shippingport, o laboratório Bettis Atomic Power propôs uma correlação para o fluxo crítico de calor [37] válida para combustíveis com canal de refrigeração retangular e condições operacionais similares as encontradas em um reator de potência.

No capítulo 6 são apresentados os resultados e análise comparativa dos fluxos críticos de calor calculados.

TABELA 4.3 - Correlações para Fluxo Crítico de Calor

CRITÉRIO	AUTOR	CORRELAÇÃO	PARÂMETROS & FAIXAS DE VALIDADE	DESCRIÇÃO TERMOS	GEOMETRIA	REGIME	TIPO REATOR														
	Bettis Atomic	$q_c'' = 10^6 K [(H' - H)^{1/2} / (H' - H_0)]$ $K = 0,84 \{1 + [(2000 - P)/800]^2\}$ $H_0 = 655 - 0,004 (2000 - P)^{1,63}$ $H' = H_0 - 0,275 H_{fg} - 0,725 H_{fg} (300/H_{fg})^{0,69}$	$1 < P < 200$ [bar] $D_o \sim 0,12$ [in]	H_{fg} - Calor de vaporização [BTU/lbm]; H_0 - Entalpia do vapor saturado [BTU/lbm]; P - pressão do refrigerante [psia];	Plana	Ebulição nucleada subresfriada e saturada	Potência														
	Jens e Loites	$q_c'' = C \times 10^6 (G/10^6)^{0,69} \Delta T_{sub}^{0,22}$	<table border="1"> <tr> <th>P [psia]</th> <th>C</th> <th>m</th> </tr> <tr> <td>500</td> <td>0,817</td> <td>0,160</td> </tr> <tr> <td>1000</td> <td>0,626</td> <td>0,275</td> </tr> <tr> <td>2000</td> <td>0,445</td> <td>0,500</td> </tr> <tr> <td>3000</td> <td>0,250</td> <td>0,730</td> </tr> </table> $0,96 < G < 7,8$ $[\times 10^6 \text{ lbm/hr.ft}^2]$ $5,5 < \Delta T_{sub} < 163$ [°F]	P [psia]	C	m	500	0,817	0,160	1000	0,626	0,275	2000	0,445	0,500	3000	0,250	0,730	G - Fluxo de massa [lb/hr. ft ²] ΔT_{sub} - Diferença entre as temperaturas de saturação e local [°F]	Plana / Cilíndrica	
P [psia]	C	m																			
500	0,817	0,160																			
1000	0,626	0,275																			
2000	0,445	0,500																			
3000	0,250	0,730																			
DNB	Bernarth	$q_c'' = h_c (T_{re} - T_b)$ $T_{re} \approx 102,6 \ln P - [97,2 P / (P + 15)] - 0,45v + 32$ $h_c'' = 10,890 [D_h / (D_h + p_m)] + 48v / D_o^{0,9}$	$23 < P < 3000$ [psia] $4 < v < 54$ [ft/s] $0,14 < D_o < 0,66$ [in]	T_{re} - temperatura do revestimento externo na iminência da crise de ebulição [°F]; T_b - temperatura global do refrigerante (bulk temperature) [°F]; P - pressão do refrigerante [psia]; v - velocidade de escoamento [ft/s]; D_h - diâmetro hidráulico [ft]; p_m - perimetro molhado canal / π [ft];																	
	Labuntsov	$q_c'' = 145 \theta (P) [1 + 2,5 v^2 / \theta (P)]^{1/4}$ $(1 + 15,1 c_p \Delta T_{sub} / \lambda P^{1/2})$ $\theta (P) = 0,98531 P^{1/2} (1 - P/P_c)^{0,3}$	$1 < P < 200$ [bar] $0,7 < v < 45$ [m/s] $116 < q_c < 5234$ [W/cm ²]	ΔT_{sub} - Diferença entre as temperaturas de saturação e local [°F] P - pressão do refrigerante [psia]; λ - calor latente de vaporização [kJ/kg]; c_p - calor específico refrig. [kJ/kg.K]																	
ONB*	Mirshak	$q_c'' = 151 (1 + 0,1198.v) \cdot (1 + 0,019P)$ $(1 + 0,00914 \Delta T_{sub})$	$25 < P < 85$ [psia] $5 < v < 45$ [ft/s] $5 < \Delta T_{sub} < 75$ [°C] $0,21 < D_o < 0,46$ [in]	ΔT_{sub} - Diferença entre as temperaturas de saturação e local [°F] P - pressão do refrigerante [psia]; v - velocidade de escoamento [ft/s];	Plana	Ebulição nucleada subresfriada	Pesquisa														
	Bergles & Rhoenow	$q_{c,ONB}'' = (P^{1,105} / 9,23) \cdot [1,8 \cdot (\Delta T_{sub})^{0,46} P^{0,25}]$																			
	Forster & Greif	$q_{c,ONB}'' = (P^{0,25} / 2,04) \cdot (T_{ONB} - T_{sat})$	$5 < \Delta T_{sub} < 75$ [K] $0,10 < D_o < 1,17$ [cm]	T_{ONB} - temperatura no ONB [K]; T_{sat} - temperatura de saturação [K]; P - pressão do refrigerante [bar];																	

* Onset of Nucleate Boiling

5. ALTERNATIVAS DE COMBUSTÍVEIS DO TIPO PLACA PARA REATORES DE PEQUENO PORTE

As alternativas combustíveis analisadas neste trabalho se baseiam no emprego de dois tipos de compostos, um cerâmico (UO_2) e outro metálico (U-10Mo). A disposição destes no elemento combustível se deu na forma de dispersões cerâmica/metálica (CERMETS), metálica/metálica, ou na forma sólida monolítica (U-10Mo). Os materiais estruturais selecionados para emprego nas matrizes e revestimentos das dispersões são o aço inoxidável 304 e o zircaloy 2.

Uma das dificuldades relacionadas à fabricação das alternativas combustíveis consideradas diz respeito à compatibilidade da matriz/revestimento com o composto combustível a elevadas temperaturas (na faixa dos $900^\circ C$). Alguns processos considerados para o encapsulamento do composto, tais como a laminação ou prensagem isostática (~ 1000 bar), levam materiais, como o zircaloy, a uma condição de extrema reatividade química com alguns elementos, como o oxigênio presente no UO_2 , constitutivos dos compostos combustíveis. Uma solução adotada em desenvolvimentos passados para contornar este problema, consistia em recobrir as pastilhas combustíveis de UO_2 com uma película de cromo, isolando-a completamente do contato com o material da matriz de zircaloy, e garantindo desta forma compatibilidade com o revestimento. Para matrizes e revestimentos de aço inoxidável, a compatibilidade apresentada durante a fabricação mostra-se menos problemática. No caso do desenvolvimento de dispersões de UO_2 em matriz de zircaloy, uma das dificuldades tecnológicas consiste em produzir partículas combustíveis na forma e faixa granulométrica especificadas, assim como garantir o seu recobrimento, com película de material compatível com o revestimento a altas temperaturas.

Do ponto de vista da análise térmica, que será conduzida no próximo capítulo, pode-se sem qualquer prejuízo aos resultados obtidos desconsiderar qualquer impedância térmica associada à película protetora de cromo.

5.1 Alternativas Estudadas

A TABELA 5.1 apresenta um resumo simplificado das alternativas de placas combustíveis consideradas. Todos os combustíveis com cerne de dispersão analisados neste trabalho, utilizam uma concentração da fase físsil de 40%. Os combustíveis com cerne de dispersão do tipo cermet são os de número 1 e 2. O primeiro refere-se a um cerne de partículas de UO_2 dispersas em matriz de aço inoxidável revestido por aço inoxidável 304, já o segundo, refere-se a um cerne de partículas de UO_2 dispersas em matriz de zircaloy 2 revestido por zircaloy 2. Na seqüência, será analisado também, um combustível de dispersão de U-10Mo em zircaloy 2 e revestido por zircaloy 2. Em seguida são analisados combustíveis monolíticos com 4 diferentes espessuras para o cerne (sólido).

Como será visto em detalhes nos Capítulo 6, embora a adoção do zircaloy como revestimento e matriz metálica da dispersão melhore sobremaneira o desempenho neutrônico das configurações 2, 4, 5, 6, 7, esta não trará qualquer benefício com relação à taxa de transferência de calor, dado que a condutividade do zircaloy é levemente inferior a do próprio aço inox, o que fica evidenciado quando comparados os perfis de temperatura (fig 6.3) das alternativas 1 e 2 (dispersões similares de UO₂ nas matrizes de aço inox e zircaloy).

Uma forma de reduzir a temperatura no composto combustível, para uma dada densidade de potência fixa, consiste na redução das dimensões do mesmo. Neste sentido os combustíveis do tipo dispersão metálica são aqueles que mais se aproximam desta orientação de projeto, na medida em que a reduzida dimensão (~100µm) de suas partículas combustíveis, aliada a excelente condutividade térmica do composto de U-Mo ($k_{U-Mo} = 24,91 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ a 450°C) levam-no a uma condição de menor temperatura no composto.

Um dado interessante retirado da análise térmica, mostra a excelente capacidade de transferência de calor apresentada pelo ceme de dispersão de U-10Mo em zircaloy (alternativa 3), o que ressalta a boa condutividade térmica equivalente desta dispersão. Analisando o gráfico da FIGURA 6.3, verificamos que a alternativa 3 só foi superada termicamente pelo combustível representado pela alternativa 4, i.e., configuração com ceme monolítico de U-10Mo em sua espessura nominal (2,03 mm).

TABELA 5.1 Alternativas de Placas Combustíveis*

Alternativa	Densidade U no ceme (g/cm ³)	Espessura do ceme (mm)	Espessura revestimento (mm)	Densidade de potência média no ceme (W/cm ³)
1.Ceme de dispersão de UO ₂ em aço inox 304, revestido por aço inox 304	3,80	2,03	0,40	181,2
2.Ceme de dispersão de UO ₂ em zircaloy 2, revestido por zircaloy 2	3,80	2,03	0,40	181,2
3.Ceme de dispersão de U-10Mo em zircaloy 2, revestido por zircaloy 2	6,16	2,03	0,40	181,2
4.Ceme sólido U-10Mo, revestido por zircaloy 2	15,4	2,03	0,40	181,2
5.Ceme sólido U-10Mo, revestido por zircaloy 2	15,4	1,624**	0,603**	226,6
6.Ceme sólido U-10Mo, revestido por zircaloy 2	15,4	1,00**	0,915**	367,9
7.Ceme sólido U-10Mo, revestido por zircaloy 2	15,4	0,50**	1,165**	735,9

* A potência gerada em cada placa é a mesma, o aumento da densidade potência média nas placas 5, 6 e 7 ocorre devido a diminuição da espessura do ceme. ** A espessura total é a mesma p/ todas as placas. A diminuição da espessura do ceme é compensada pelo aumento da espessura do revestimento.

Com relação às alternativas combustíveis 4, 5, 6 e 7, a redução das espessuras dos cemes monolíticos de U-10Mo trouxe como consequência o aumento das densidades de potência aportadas pelos mesmos, repercutindo diretamente na elevação dos perfis de temperatura. Outro fator de contribuição para o aumento dos perfis de temperatura na

direção transversal da placa relaciona-se com o aumento da impedância térmica associado as maiores espessuras empregadas nos revestimento (zircaloy) destas alternativas.

Pode-se observar, entretanto, que o limite máximo de temperatura perniciosa ao material combustível não foi atingido em nenhuma das alternativas, e que de outra forma, houve um significativo aumento da capacidade estrutural de cada uma destas configurações decorrente do aumento de espessura de seus revestimentos.

5.2 Considerações Sobre o Combustível com Cerne Monolítico de U-10Mo

Como apresentado no capítulo 3, uma das principais causas do empolamento nas placas combustíveis com cerne de dispersão (U-10Mo/Al) deve-se a formação de fases de interação entre o composto combustível (U-Mo) e o revestimento (Al) quando da interdifusão atômica incrementada pela irradiação. Em face à extensão deste tipo de dano, Hofman [33], propôs a adoção de cernes monolíticos de U-10Mo, buscando desta forma, reduzir o volume total de matriz estrutural danificada pela diminuição da superfície total de contato entre o composto combustível e, o revestimento. Outro aspecto positivo associado a este tipo de configuração está relacionado à possibilidade de se confeccionar cernes com a maior densidade de urânio possível, i.e., utilizando como referência a própria densidade do composto combustível (15,4 gU/cm³).

Mantendo-se cargas combustíveis idênticas, e tomando por 40% a da fase físsil utilizada nas dispersões, os combustíveis com cernes monolíticos poderão ter uma redução percentual de suas espessuras de mesma magnitude da fração volumétrica, i.e., de 40%. A espessura calculada para este caso é então de 0,812 mm, com uma razão entre as superfícies de contato para as configurações do tipo dispersão e do tipo monolítica da ordem de 24,1 vezes, o que constitui uma notável redução na área de interação entre estes materiais, favorecendo a redução do nível de empolamento do cerne.

Todavia, como explicitado no Capítulo 3, embora não tenha sido comprovada uma correlação formal entre o swelling e o acúmulo de produtos de fissão gasosos, para estes combustíveis (empregados em reatores de pesquisa), a adoção de um cerne sólido retira algumas vantagens intrínsecas das dispersões, como:

- a retenção dos produtos de fissão e do material físsil na própria matriz metálica;
- a manutenção de uma matriz estrutural resistente (pode-se concentrar a zona de maior dano, i.e. aquela provocada pela deposição de energia dos produtos de fissão em sua trajetória, nas regiões subjacentes à própria partícula, desde que estas sejam devidamente dimensionadas ~100µm);
- o baixo gradiente de temperatura associado às reduzidas dimensões da partícula combustível. o que converge para uma menor geração de produtos de fissão gasoso.

6. AVALIAÇÃO DE COMBUSTÍVEIS TIPO PLACA QUANTO AOS CRITÉRIOS DE SEGURANÇA TERMOIDRÁULICOS

No Capítulo 2 foram levantados os principais critérios de segurança a serem atendidos por combustível com configuração do tipo placa, aplicável a reator de pequeno porte. Convergindo todas as demandas e requisitos citados nos capítulos precedentes, o Capítulo 5, objeto deste estudo, apresenta as alternativas para estes combustíveis.

Um dos resultados apontados pelo Capítulo 3, mostra a forte correlação da temperatura com alguns dos fenômenos relacionados à geração de dano ao combustível irradiado. Desta forma, foram conduzidas neste trabalho análises termoidráulicas no canal quente, segundo metodologia apresentada no Capítulo 4, para cada uma das alternativas combustíveis propostas.

Baseando-se nos resultados apresentados pela análise termoidráulica, serão conduzidas, neste capítulo, verificações quanto ao atendimento dos critérios de segurança 3, 4, 5 e 6 relacionados no Capítulo 2. Na seqüência também será analisado, o atendimento ao critério 9, relativo a velocidade crítica do refrigerante.

Iniciamos este capítulo apresentando os parâmetros geométricos [40] e termoidráulicos [41] relativos ao reator de pequeno porte utilizado como referência para a condução destas análises.

6.1 Parâmetros Geométricos e Termoidráulicos

Como visto na *FIGURA 3.1*, cada EC é composto por 4 sub-elementos com 18 placas cada, perfazendo um total de 72 placas por elemento combustível e 1512 placas no núcleo como um todo. As principais dimensões do elemento combustível [40], relativas ao cálculo termoidráulico, encontram-se na *TABELA 6.1*. Cada placa tem comprimento ativo de 110,5 cm, largura ativa de 9,435 cm, área de troca térmica de 2085,14 cm², diâmetro hidráulico de 0,5815 cm e perímetro molhado de 19,45 cm.

Em termos das variáveis de entrada utilizadas para o cálculo termoidráulico, foram tomados como referência os mesmos valores nominais estabelecidos [41] para o primeiro núcleo (tipo vareta) do reator de pequeno porte do LABGENE (Laboratório de Geração Núcleo-Elétrica). A única alteração neste caso, recaiu sobre a potência global do núcleo que se elevou para 58 MW_t (vide *TABELA 6.2*)

TABELA 6.1 - Principais Dimensões do Combustível

Símbolo	Descrição	Valores
L (cm)	Largura ativa da placa combustível	9,435
H (cm)	Altura ativa da placa combustível	110,5
L _c (cm)	Largura do canal de refrigeração	9,435
r (cm)	Espessura do revestimento da placa combustível	0,020
t _m (cm)	Espessura do cerne da placa combustível	0,203
t _w (cm)	Espessura do canal de refrigeração	0,300
A _c (cm ²)	Área transversal de um canal de refrigeração	2,8305
A _n (cm ²)	Área transversal do cerne combustível da placa combustível	1,915
A _p (cm ²)	Área de troca térmica da placa	2085,14
A _t (m ²)	Área total de troca térmica do conjunto de EC's	315,272
V _c (cm ³)	Volume do cerne combustível da placa	211,61
D _h (cm)	Diâmetro hidráulico do canal de refrigeração	0,5815
P _m (cm)	Perímetro Molhado	19,45
N _c (adm.)	Número de elementos combustíveis no reator	21
N _p (adm.)	Número de placas combustíveis por elemento combustível	72
N _t (adm.)	Número total placas combustíveis no núcleo do reator	1512

TABELA 6.2 - Dados Termohidráulicos de Entrada e Referentes ao Canal de Refrigeração para o Reator Considerado

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

As curvas de distribuição de potência originam-se da modelagem neutrônica do núcleo com o código CITATION [42], tendo sido propostas várias configurações para o mesmo. A FIGURA 6.1 apresenta as curvas de densidade de potência média e máxima (canal quente) para a configuração de desempenho neutrônico definida pela ref. [43]. Para efeito da atribuição do nível de potência em função da posição axial no elemento combustível tipo placa, primeiramente foram construídas tabelas (*Lookup Tables*) com as densidades de potência média e máxima. A partir destas curvas, foram conduzidos ajustes

polinomiais para a geração das funções literais de densidades de potência média e máxima com respeito à posição axial. Para que a função representasse com exatidão a curva de distribuição de potência gerada nos cálculos neutrônicos, a mesma teve que ser dividida em duas faixas pré-estabelecidas garantindo desvios relativos da ordem de 10^{-5} . As funções ajustadas encontram-se na TABELA 6.3.

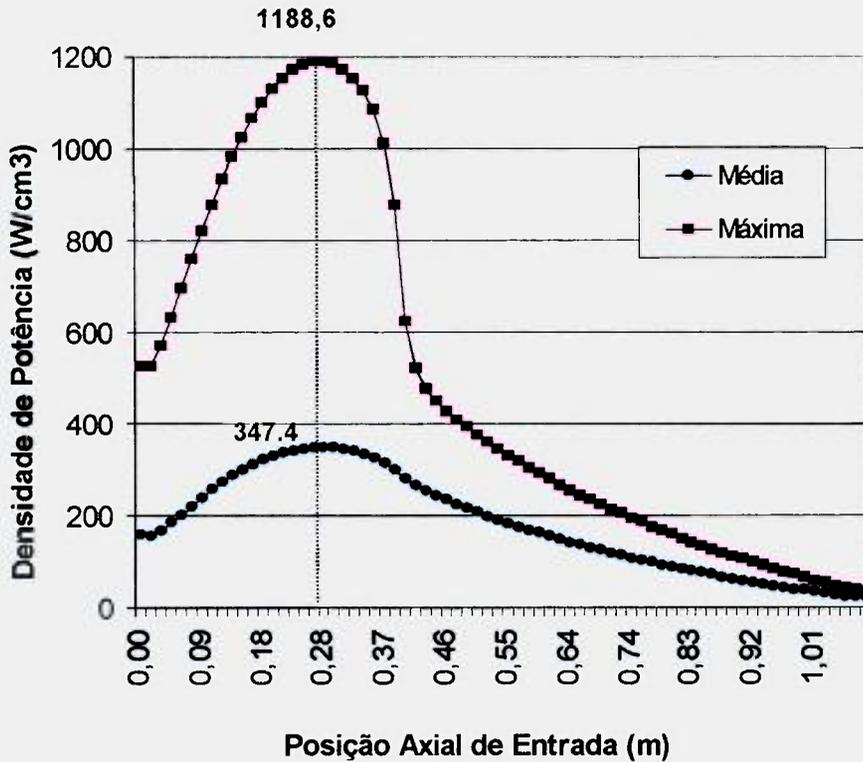


FIGURA 6.1 - Distribuição de Densidade de Potência Média e Máxima (Canal Quente)

TABELA 6.3 - Polinômios de Ajuste para as Curvas de Densidade de Potência Média e Máxima (canal quente)

Densidade de Potência Média	
para $z \leq 0,38325$	$Q_{V_{med}} = 153,733 - 27,0118 \cdot z + 20956,5 \cdot z^2 - 160858 \cdot z^3 + 563779 \cdot z^5 - 988575 \cdot z^5 + 677257 \cdot z^6$
para $z > 0,38325$	$Q_{V_{med}} = 5510,65 - 33915,5 \cdot z + 116637 \cdot z^2 - 215017 \cdot z^3 + 220261 \cdot z^5 - 118569 \cdot z^5 + 26126,3 \cdot z^6$
Densidade de Potência Máxima	
para $z \leq 0,39858$	$Q_{V_{med}} = 511,161 + 1525,15 \cdot z + 25516,3 \cdot z^2 + 15872,8 \cdot z^3 + (-1,21132 \cdot z^5 + 5,70057 \cdot z^5 - 5,59518 \cdot z^6) \cdot 10^6$
para $z > 0,39858$	$Q_{V_{med}} = 28516,1 - 231673 \cdot z + 791815 \cdot z^2 + (-1,52675 \cdot z^3 + 1,52375 \cdot z^5) \cdot 10^6 - 755755 \cdot z^5 + 160263 \cdot z^6$

Onde: Q é densidade de potência [W/cm²], e z é a distância axial [m] de cima para baixo

6.2 Discretização do Canal Termoidrúlico e da Placa de Combustível

A discretização axial do canal quente foi realizada dividindo-se o comprimento da placa em um número finito de nós. Foram feitas análises com diferentes discretizações e concluiu-se que a partir de 72 divisões não havia grande variação nos perfis de temperatura calculados, afora o tempo computacional despendido. Foram então gerados 72 nós na direção axial da placa e 9 nós em sua direção transversal, 5 na região do cerne, 3 na região do revestimento e 1 nó no refrigerante. O esquema apresentado pela FIGURA 6.2, mostra em seu lado esquerdo, a distribuição de nós na direção axial da placa, i.e., 72 nós distribuídos ao longo do seu comprimento. No lado direito, detalha-se a nodalização na direção transversal do combustível, i.e., 9 nós distribuídos desde a linha de centro da placa até o centro do canal de refrigeração.

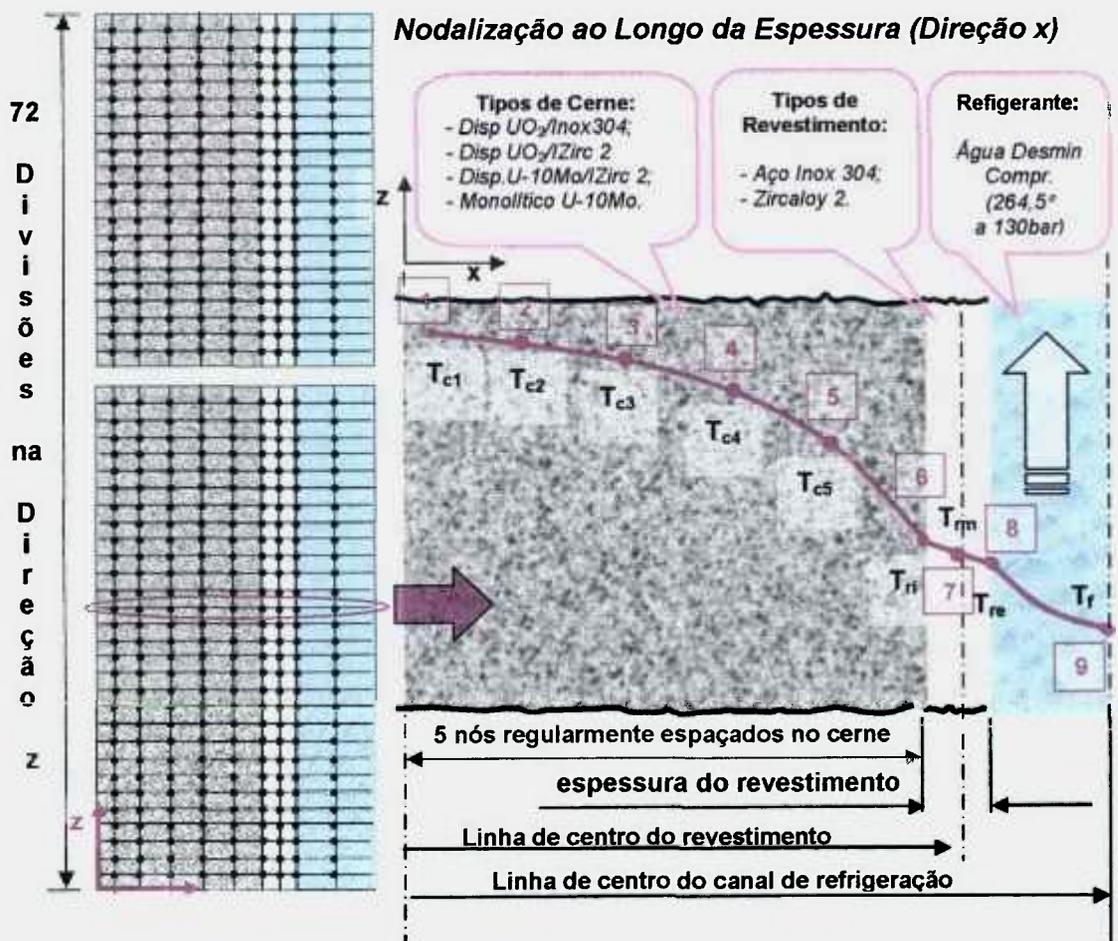


FIGURA 6.2 - Malha Gerada pela Nodalização da Placa de Combustível e o Canal de Refrigeração (ao longo de seu comprimento e espessura)

A modelagem de um problema de transferência de calor pela metodologia nodal passa pela discretização espacial do domínio de cálculo, conduzindo a um sistema de equações algébricas (regime estacionário) ou diferenciais (regime transitório). Considera-se que os sistemas analisados neste trabalho operam sob regime estacionário, dispensando o cálculo das capacitâncias térmicas envolvidas, e conseqüentemente, desconsiderando "acúmulos" de energia que poderiam ocorrer nas porções de matéria associadas aos elementos nodais modelados.

A malha nodal gerada tem por finalidade, representar fielmente o domínio físico do problema, explicitando o circuito térmico em si, com suas trocas de calor, condutâncias condutivas e convectivas, transporte de massa e geração de energia.

A **FIGURA 6.3** apresenta a modelagem criada para o sistema, baseando-se na utilização de um circuito elétrico equivalente. A discretização na direção transversal da placa, isto é, em sua espessura, foi realizada da seguinte forma, no ceme combustível foram gerados cinco nós de difusão (nós 1, 2, 3, 4 e 5). Associados a estes nós estão as suas respectivas capacitâncias térmicas (C_{1c} , C_{2c} , C_{3c} , C_{4c} , C_{5c}), condutâncias térmicas (G_{11c} , G_{12c} , G_{13c} , G_{14c} , G_{15c}), e taxas de geração de calor ($q(x)$). Para o revestimento, foram criados três nós, dois do tipo aritmético (nós 6 e 8), posicionados em sua parte interna e externa respectivamente e sem qualquer porção de matéria a eles associada, e um nó de difusão em sua região central (nó 7). Finalmente, no centro do canal de refrigeração, é posicionado um nó de difusão (nó 9), ao qual se vincula, sua capacitância térmica (C_{3r}), sua condutância térmica (G_{4cv}), e o transporte de massa (G_r). Considera-se como sendo uniforme, a taxa de calor gerada por unidade de volume do ceme combustível.

6.3 Verificação do Critério de Segurança Relativo a Instabilidade de Fluxo Refrigerante

O Critério de Segurança associado à instabilidade de fluxo da conta que a relação entre o fluxo de calor no canal e o fluxo calculado no início da instabilidade, deve ser maior ou igual a 2,0.

Calculando esta relação ponto a ponto, percebe-se pela **FIGURA 6.4**, que o valor de máximo obtido é de 1,71, ocorrendo na cota de $z = 0,3$, o que atende a relação máxima estabelecida de 2,0

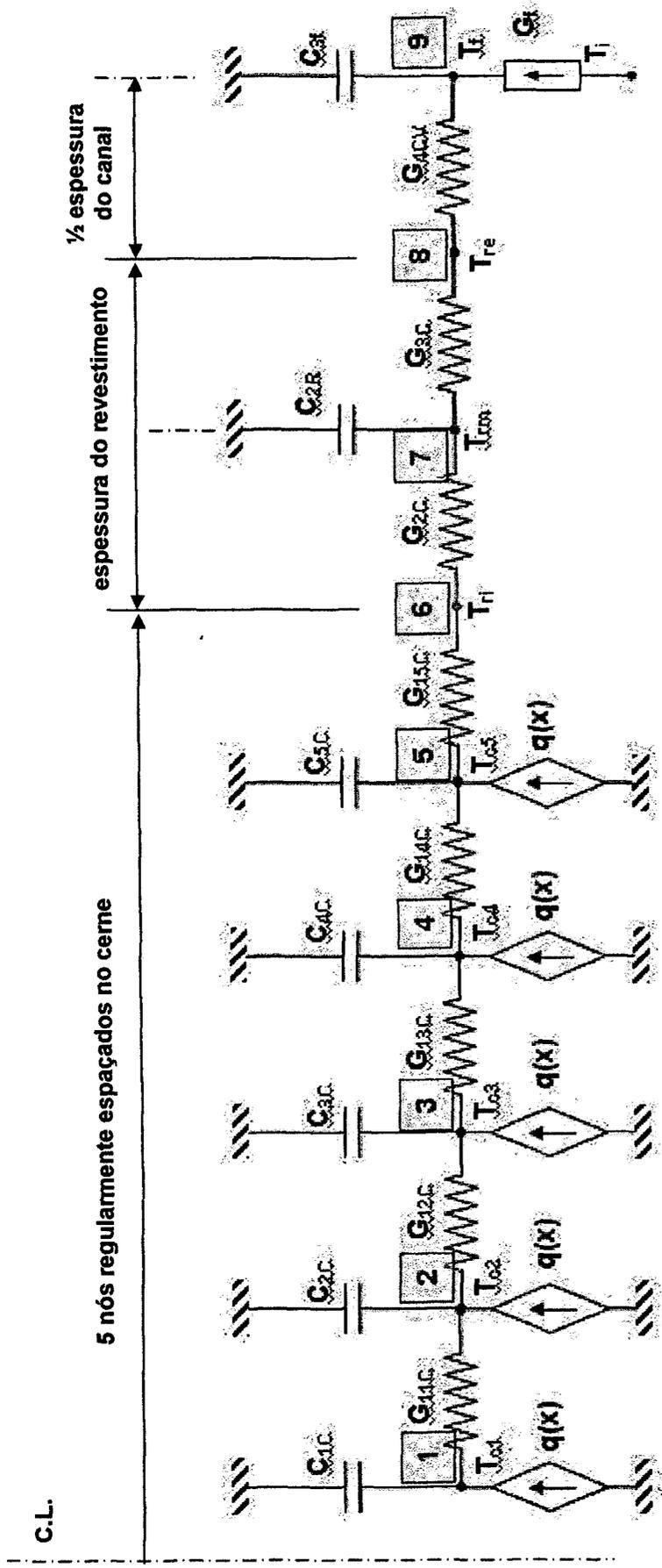


FIGURA 6.3 - Nodalização ao longo da direção transversal da placa (Circuito Térmico Equivalente)

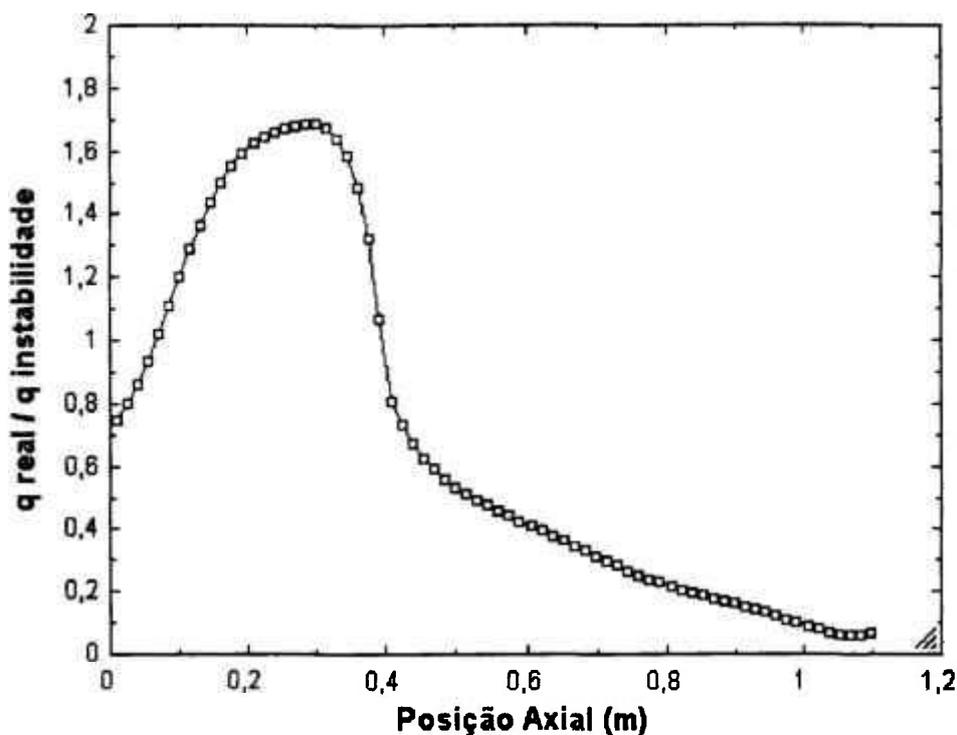


FIGURA 6.4 - Relação entre o Fluxo de Calor no Canal e o Fluxo Calculado no Início da Instabilidade de Escoamento do Refrigerante

6.4 Verificação dos Critérios de Segurança relacionados ao Inchamento do Composto Combustível e Interação deste com a Matriz/Revestimento

Na FIGURA 6.5 são apresentadas as distribuições de temperatura na direção transversal da placa, no ponto de maior temperatura, para todas as alternativas de placas combustíveis. Nota-se que não foram atingidas as temperaturas limites para o ceme do combustível, i.e., aquelas relacionadas à amplificação dos danos estruturais provocados pelo inchamento. A temperatura máxima alcançada pelo ceme combustível é de 455,5 °C, ocorrendo para a alternativa 7. Este valor é, ainda assim, bem inferior à temperatura máxima permitida para o combustível, de 550°C, estabelecida pelo critério de segurança 5 relacionado no Capítulo 2. Ciclagens térmicas neste reator não devem causar nenhuma mudança alotrópica no combustível.

A redução da espessura do ceme monolítico de U-10Mo como estratégia para a redução do volume estrutural danificado do combustível trouxe como óbice o aumento das temperaturas do ceme combustível, como mostra a FIGURA 6.5.

Esta elevação de temperatura, no entanto, não veio a exceder, mesmo em sua condição mais crítica (alternativa 7) os limites de temperatura para o ceme e revestimento.

Este resultado indica que as configurações combustíveis baseadas em ceres monolíticos podem vir a se constituir em boas alternativas para reatores de potência de pequeno porte.

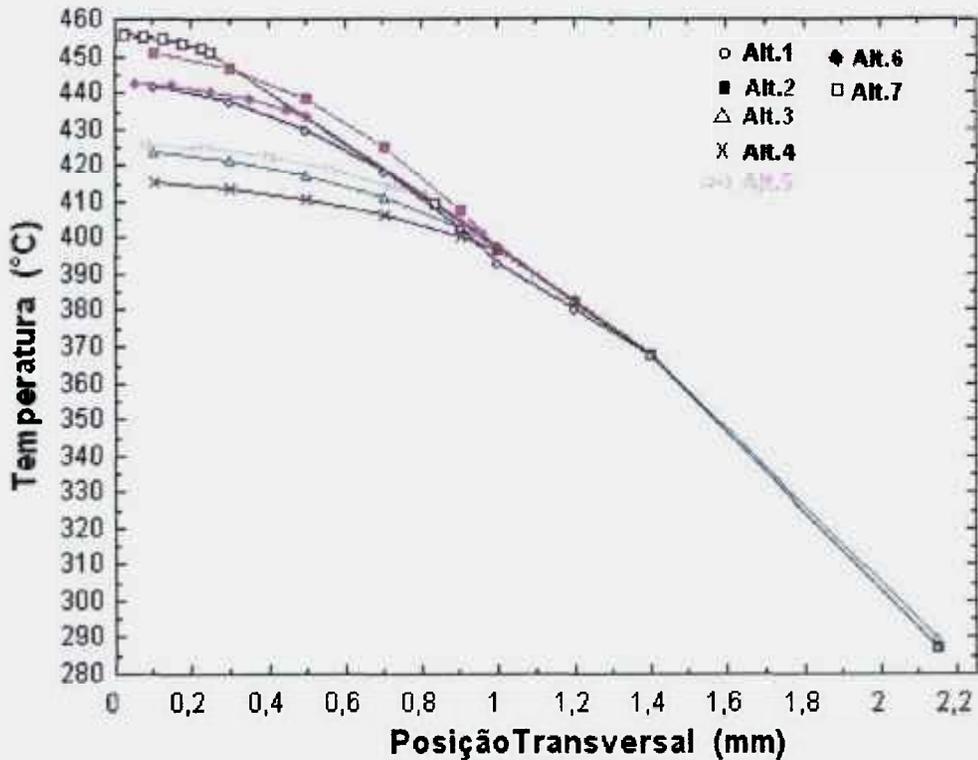


FIGURA 6.5 - Distribuição de Temperatura na direção Transversal na altura da placa onde sua temperatura é mais elevada (canal quente)

6.5 Verificação do Critério Relacionado ao DNBR.

Na FIGURA 6.6 são apresentados os perfis de temperatura na direção axial para a alternativa 7 (Os perfis axiais de temperatura, para todas as outras alternativas, encontram-se anexado no Apêndice F). Face ao elevado fator de pico (~3,4), a temperatura externa do revestimento, para todas as alternativas propostas, apresentou valores superiores à temperatura de saturação do refrigerante (330,9°C a 130 bar). A temperatura, entretanto, alcançada pelo refrigerante, de 315 °C, ficou sempre abaixo da de saturação para todas as alternativas analisadas.

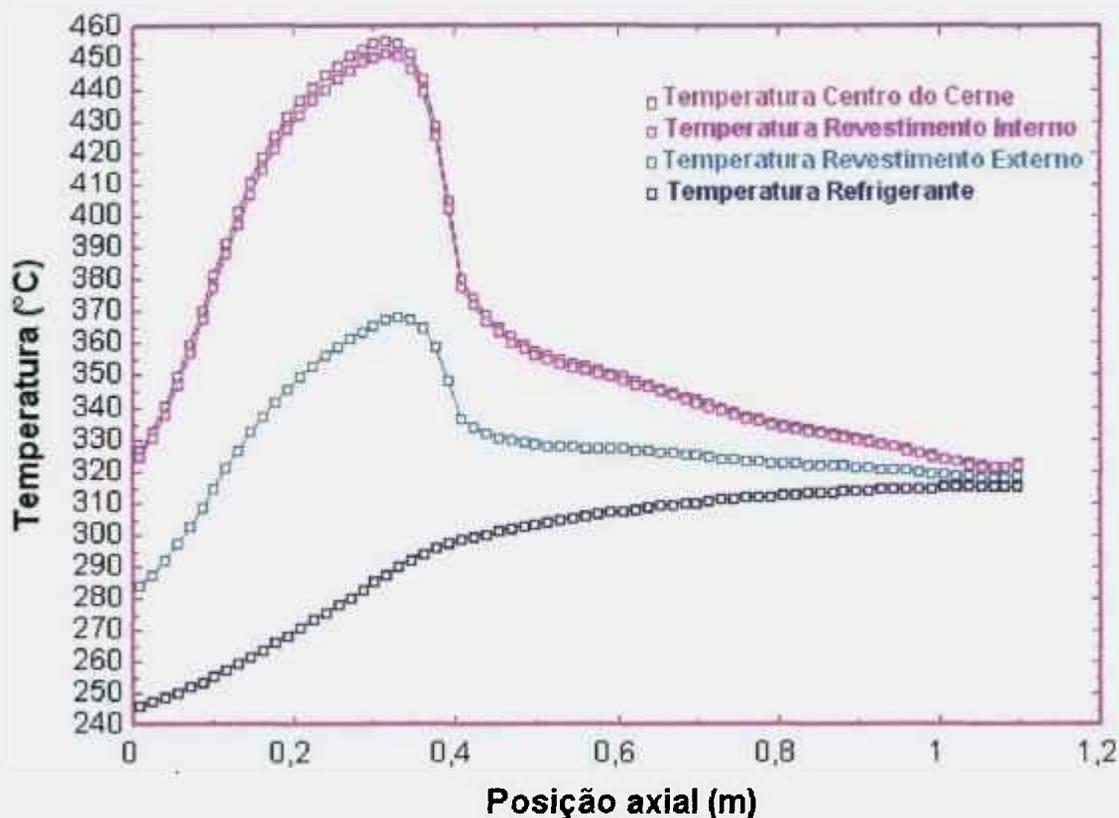


FIGURA 6.6 - Distribuição axial de temperatura para a alternativa 7 (Cerne Sólido U-10Mo c/ 0,5 mm de espessura)

Neste trabalho, foram utilizadas quatro correlações (Bettis Atomic, Jens e Lottes, Bernarth e Labuntsov) para o cálculo do fluxo crítico de calor. A variável relativa ao fluxo crítico de calor foi vetorizada e calculada localmente segundo cada correlação. Avaliando os resultados apresentados no gráfico da FIGURA 6.7, pode-se perceber que a correlação que apresenta os menores valores para o fluxo crítico de calor é a de Jens e Lottes. Embora a correlação atribuída ao laboratório americano Bettis Atomic Power aparente perfeita adequação com o tipo de reator analisado por este trabalho, o seu emprego carece de uma maior experiência com a análise de sensibilidade dos resultados obtidos segundo desta metodologia. A adoção dos valores obtidos, segundo a correlação de Jens e Lottes, para o cálculo do fluxo crítico de calor acaba repercutindo na incorporação de certo conservadorismo ao fluxo máximo de calor permitido antes da ocorrência da crise de ebulição.

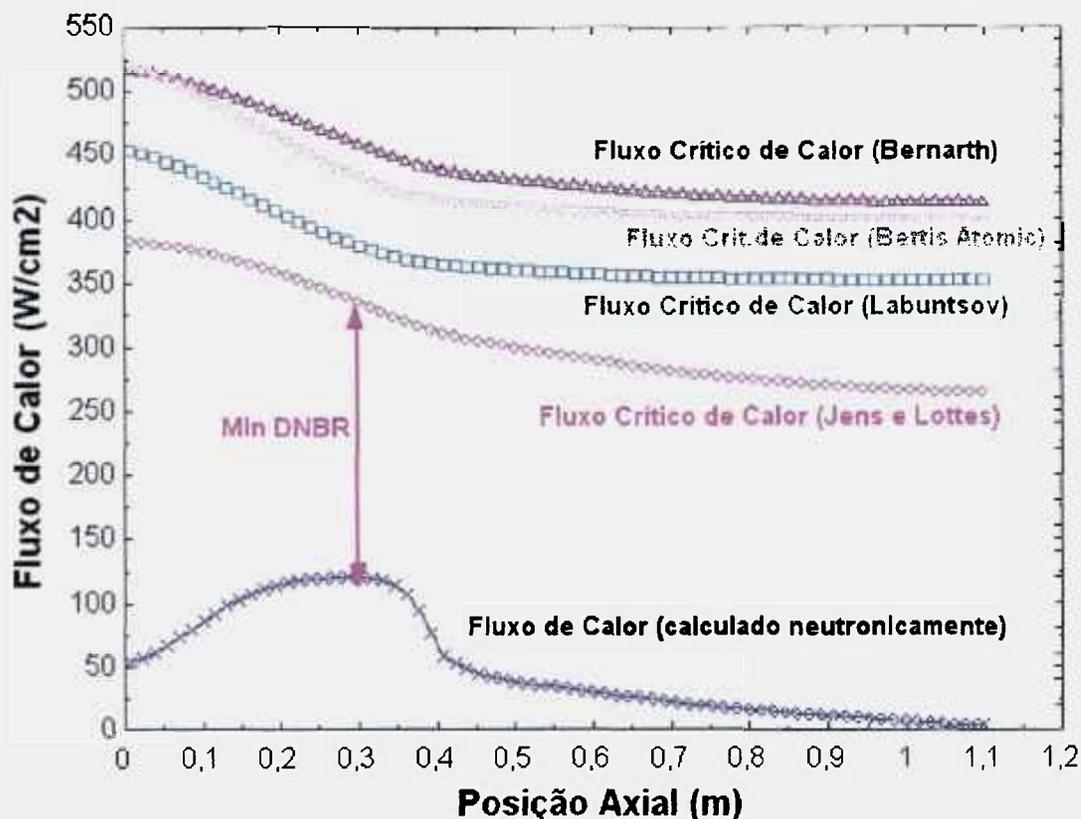


FIGURA 6.7 - Fluxos Crítico de Calor (W/Cm^2)

Dividindo-se os valores de fluxo crítico de calor, calculados segundo cada uma das correlações, pelo fluxo de calor gerado no combustível (calculado neutronicamente) ponto a ponto, obtém-se o DNBR. O valor mínimo de DNBR encontrado (Jens e Lottes) foi de 2,8 indicando boa margem de segurança no campo termodrúlico (FIGURA 6.8).

6.6 Verificação do Critério Relacionado à Velocidade Crítica do Refrigerante

Considerando o módulo de elasticidade (Young-E) do zircaloy 2 por volta de 78 MPa (327°C), e o coeficiente de deformação transversal (Poison- ν) de 0,25, a velocidade crítica calculada segundo a equação de Miller [28] para bordos engastados é de 29,94 m/s, resultando em uma velocidade limite de escoamento da ordem de 19,96 m/s.

Para o reator em estudo, a vazão mássica de escoamento no núcleo é de 427,6 kg/s, perfazendo uma velocidade média de escoamento (u) no canal de refrigeração de 1,47 m/s. Ora como este valor encontra-se bem abaixo da velocidade limite especificada, descarta-se a princípio, a possibilidade de ocorrência do fechamento de canal por este efeito.

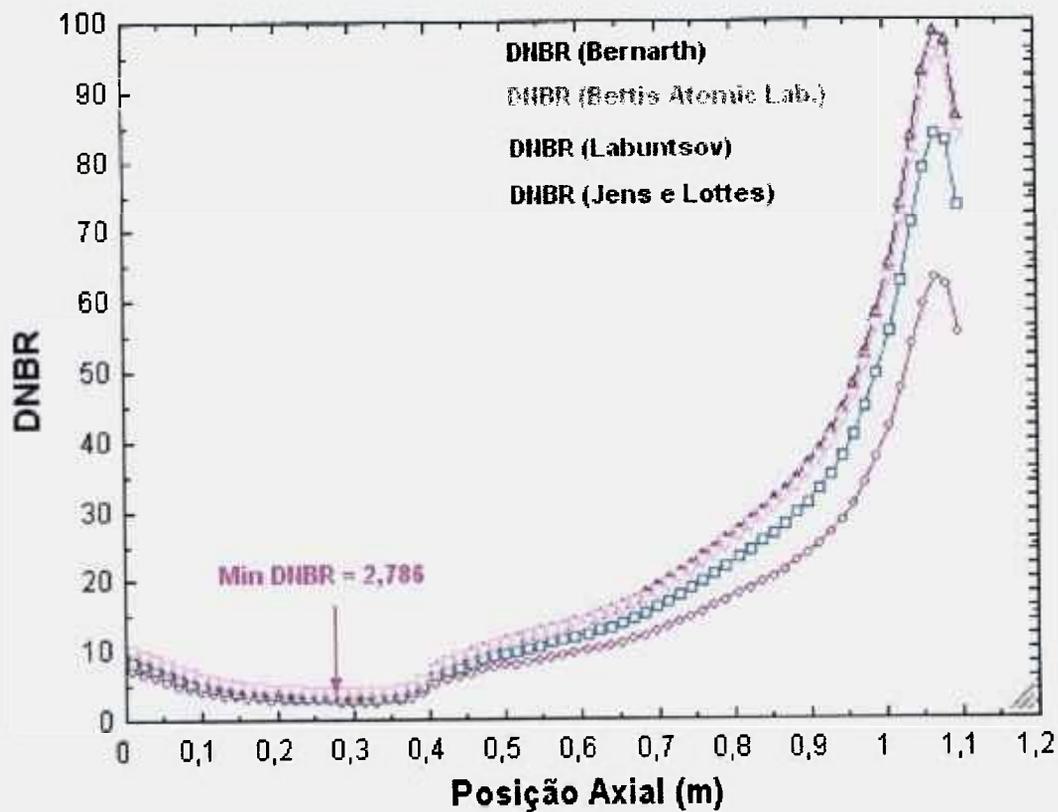


FIGURA 6.8 - Gráfico de DNBR (Min DNBR=2,78)

7. CONCLUSÕES

A concepção de novos combustíveis para reatores de potência de pequeno porte baseados em configuração do tipo placa, leva a uma necessária análise e revisão do conjunto de critérios de segurança originalmente utilizados para a condução de projetos de reatores de potência e de pesquisa. Neste trabalho foi realizada uma revisão dos requisitos funcionais empregados na concepção de combustíveis utilizados em reatores de potência, de pesquisa e de propulsão naval, sendo em seguida, estabelecido um conjunto de critérios de segurança aplicáveis a um combustível de geometria tipo placa para um reator de potência de pequeno porte. Do conjunto de critérios de segurança estabelecidos, este trabalho focou suas análises e verificações sobre 4 critérios principais, a saber: *Inchamento do Composto Combustível - Temperatura Limite do Combustível*; *Interação entre Composto Combustível e Matriz ou Revestimento - Temperatura Limite do Combustível*; *DNB (Departure from Nucleate Boiling)* e *Instabilidade de Fluxo*.

As características de desempenho de um elemento combustível estão fortemente apoiadas nas propriedades de seus materiais constituintes, e nos tipos de configurações adotadas para o seu cerne. A pesquisa bibliográfica conduzida por este trabalho destaca, os materiais estruturais (matrizes e revestimentos) que possibilitem um aumento nas taxas de transferência de calor, uma redução na absorção parasitária de nêutrons e a garantia de sua coesão estrutural, com a manutenção das principais propriedades mecânicas sob campos de irradiação intensos. Quanto aos compostos combustíveis, a ênfase da pesquisa recaiu sobre características tais como, o aumento da densidade de urânio no composto, a melhoria de seu comportamento sob irradiação (empolamento-swelling), e a melhoria de suas propriedades mecânicas.

Analisando o conjunto de informações levantadas, e comparando os desempenhos sob irradiação a quente das ligas de urânio metálico, conclui-se que as ligas de urânio-molibdênio apresentam os melhores resultados, em termos metalúrgicos, quanto à estabilidade dimensional sob irradiação. O limite máximo de temperatura, relacionado à geração de danos incrementados pela irradiação à quente, estabelecido para a operação deste composto é de 550°C, o que lhe garante, segundo a literatura, um inchamento inferior a 2% de seu volume, normalizado pela porcentagem do total de átomos queimados (% a.t. Burnup).

Procurando congregar boas características de desempenho e exeqüibilidade fabril frente à infra-estrutura disponível nos centros de pesquisa nacionais, as configurações propostas para combustível do tipo placa basearam-se no emprego de dois tipos de compostos, um cerâmico (UO₂) e outro metálico (U-10Mo), e em dois tipos de disposição

para estes, i.e., se alocados na forma monolítica ou de dispersão. As alternativas propostas foram de *cermes de dispersão do composto UO_2 nas matrizes metálicas de aço inox.* e de *zircaloy, dispersão do composto U-10Mo em matriz metálica de zircaloy* e de *cermes monolíticos de U-10Mo de diferentes espessuras.* Excetuando a alternativa 1. que utiliza o aço inox, todas as outras alternativas utilizam o zircaloy como revestimento.

Conforme apresentado neste trabalho destaca-se que a adoção de cermes monolíticos finos de U-Mo pode trazer como benefício ao desempenho sob irradiação das placas combustíveis, uma significativa redução em seu nível de empolamento, face à considerável diminuição na superfície total de contato entre o material estrutural e o composto combustível quando comparada às dispersões tradicionais. Outro aspecto favorável a este tipo de concepção, está relacionado ao substancial aumento da capacidade estrutural do revestimento, representado pelo aumento de sua espessura, frente às interações termo-mecânicas as quais estará submetido.

Dada a forte correlação da temperatura com alguns dos fenômenos relacionados à geração de dano ao combustível irradiado apontados por este trabalho, e de forma a verificar o atendimento aos critérios de segurança previamente estabelecidos, foram conduzidas análises termoidráulicas para cada uma das alternativas combustíveis propostas. Para esta análise, foi elaborado um modelo termoidráulico representativo do domínio físico do problema, e construída uma malha de nós ao longo de toda a extensão do canal quente. O conjunto de equações algébricas resultantes do balanço de energia, em regime estacionário, aplicado a malha nodal constituída, foi solucionado empregando-se um "equation solver" [23].

Considerando os resultados obtidos nestas análises, conclui-se que não foram atingidos, do ponto de vista da geração de danos incrementados pela irradiação a quente, os limites máximos de temperatura impostos ($550^{\circ}C$) para o cerme combustível. A temperatura máxima atingida pelo cerme combustível foi de $455,5^{\circ}C$, ocorrendo para a alternativa 7.

Quanto ao Critério de Segurança associado à instabilidade de fluxo, o valor máximo obtido de 1,71 para a relação entre o fluxo de calor no canal e o fluxo calculado no início da instabilidade, mostra que o sistema atende a razão máxima estabelecida de 2.0.

Com relação ao critério relacionado ao DNBR, embora a correlação atribuída ao laboratório americano Bettis Atomic Power aparente perfeita adequação com o tipo de reator analisado por este trabalho, o seu emprego carece de uma maior experiência com a análise de sensibilidade dos resultados obtidos segundo esta metodologia. Desta forma a adoção dos valores obtidos, segundo a correlação de Jens e Lottes, para o fluxo crítico de calor

acaba repercutindo na incorporação de certo conservadorismo ao máximo fluxo de calor permitido antes da ocorrência da crise de ebulição. O mínimo DNBR calculado para a alternativa 7 foi de 2,8, indicando uma boa margem de segurança para o combustível no campo termoidráulico. Adicionalmente, a análise termoidráulica mostra que a temperatura alcançada pelo refrigerante, de 315 °C, situou-se sempre abaixo da linha de saturação para todas as alternativas analisadas. Desta forma, conclui-se pela viabilidade de emprego de todas as alternativas consideradas frente às condições operacionais encontradas no reator de pequeno porte do qual trata este trabalho.

Em continuação a este trabalho, pretende-se aprofundar os estudos relativos às tecnologias passíveis de aplicação para a fabricação de elementos combustíveis, que utilizem cemes monolíticos ou de dispersão, do tipo placa para reatores de potência de pequeno porte.

REFERÊNCIAS

1. **Small Nuclear Power Reactors**, Paper # 60, UIC Nuclear Issues Briefing, Novembro 2005.
2. **Potential of Small Nuclear Reactors for Future Clean and Safe Energy Sources**, Proceedings of the International Specialists' Meeting SR/TIT, Tokyo, Japan, 23-25 Outubro 1991, 2002.
3. KUPITZ, JURGEN; MOURGOV, VICTOR M., **The Role of Small and Medium-Sized Reactors**, 23rd Annual International Symposium, The Uranium Institute, 1998.
4. WADE, DAVID C., **Small Modular Reactors and Their Role in Sustainable Development**, Nuclear Engineering Department, Argonne National Laboratory, julho 2004.
5. **Report to Congress on Small Modular Nuclear Reactors**, US Department of Energy, Office of Nuclear Energy, Science and Technology, 2001.
6. VON HIPPEL, FRANK; CHUNYAN MA, **Ending the production of highly enriched uranium for naval reactors**. *The Non Proliferation Review* / Spring, p. 86-101. 2001.
7. GORWITZ, MARK, **The Indian SSN Project: An Open Literature Analysis**, 1996.
8. FROST, BRIAN R. T. **A Brief History of Materials R&D at Argonne National Laboratory from the Met Lab**, Argonne's Materials Science Division, Argonne National Laboratory, 1996.
9. **Nuclear Icebreaker Lenin, Savannah Nuclear Ship, Otto Hahn Nuclear Ship**, Bellona Report Volume 4, 2003.
10. YAJUN, ZHANG; WENXIANG, ZHENG, **Nuclear Heating Reactor and Its Application**, Tsinghua University, Beijing, China, 2003.
11. SIENICKI, J.J.; MOISSEYTSSEV, A.V.; WADE, DAVID C., **SSTAR Lead-Cooled, Small Modular Fast Reactor**, Nuclear Engineering Department, Argonne National Laboratory, julho 2005.
12. A. R. KAUFMANN, **Nuclear Reactor Fuel Elements - Metallurgy and Fabrication**, pag. 604, Ed. John Wiley & Sons, New York, USA , 1962.
13. C.L CLARK; M. K. MEYER; G. L. HOFMAN; S. L. HAYES. **Irradiation Testing of Monolithic Fuel at Argonne National Laboratory**, Idaho & Argonne National Laboratory, 2004.
14. WHITTLE, R.; FORGAN, R. **Correlation for The Minima in The Pressure Drop Versus Flow Rate Curves For Subcooled Water Flowing in Narrow Heated Channels**, Nuc.Eng. & Design, v.6., 1967.
15. ROSA E SILVA, JOSÉ E. **Comparação do desempenho do dióxido de urânio sinterizado sob forma plana e cilíndrica para reatores a água pressurizada**, IPEN, São Paulo, Brasil , 1989.
16. A. V. SIMÕES. **Desempenho sob irradiação de combustíveis a dispersão de MTR**, Tese de Mestrado, Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, Brasil , 1993.
17. **IV Workshop sobre Combustível tipo Placa**, Belo horizonte. MG, outubro de 2005.
18. M. K. MEYER; J. L. SNELGROVE; G. L. HOFMAN, **US-RERTR advanced fuel developments plan: 1999, 21st RERTR Meeting**, October 18-23, São Paulo, Brazil . 1998.
19. **Nuclear Fuel Safety Criteria – Technical Review**, Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Cooperation and Development , 2001.
20. PERROTTA, JOSÉ A., **Proposta de um núcleo de reator PWR avançado com características adequadas para o conceito de segurança passiva**, IPEN, São Paulo, Brasil, 1999.
21. T. D. IPPOLITO JR., **Effects of variation of uranium enrichment on nuclear submarine reactor design**, Tese de Mestrado, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, USA ; 1990.

22. SAMOILOV, A.G.; JASHTANOV; A.I. & VOLKOV,V.S, *Dispersion-Fuel Nuclear Reactor Elements*, Israel Program for Scientific Translations Ltd, 1968.
23. S.A.KLEIN; F.L.ALVARADO, *Engineering Equation Solver*, Professional Version, 1992/2001.
24. FROST, BRIAN R. T, *Nuclear Fuel Elements-Design, Fabrication and Performance* , Argonne National Laboratory, 1982.
25. HAUSNER, HENRY; SCUMAR,JAMES.F., *Nuclear Fuel Elements*, Argonne National Laboratory, 1982.
26. HOFMAN, GERARD L.; MEYER,M.K., *Irradiation behavior of U-Nb-Zr alloy dispersed in aluminum*, Argonne National Laboratory, Outubro de 2001.
27. HOFMAN, GERARD L.; PARK, JONG-MAN, *Observations on the Irradiation Behavior of U-Mo Alloy Dispersion Fuel*, Argonne National Laboratory & Korea Atomic Energy Institute, 2000.
28. *Reactor Thermal and Hydraulic Design*, RR SAR, INVAP, ANSTO, 2001.
29. *Standard Review Plan*, U.S. Nuclear Regulatory Commission NUREG-0800, 1999.
30. KAUFMANN, ALBERT R., *Nuclear Reactor Fuel Elements - Metallurgy and Fabrication* , Chapter 3, Klein, J.L., *Uranium and Its Alloys*, 1962, Ed. John Wiley & Sons, New York.
31. DA SILVA, WLADIMIR CECÍLIO, *Combustível Tipo Placa de Dispersão de UO₂ - Aço Inox para Queimas Elevadas*, IPEN, 2001.
32. SALLER, H.A; ROUGH ,F.A. , *The Alloys of Uranium*, Foote,F.G., - *Physical Metallurgy of Uranium*, The Geneva Series On The Peaceful Uses Of Atomic Energy, 1960.
33. HOFMAN, GERARD L.; MEYER,M.K., *Progress in Development of Low-Enriched U-Mo Dispersion Fuel*, Argonne National Laboratory, 2002.
34. KAUFMANN, ALBERT R., *Nuclear Reactor Fuel Elements - Metallurgy and Fabrication* , cap. 9, Boltax, A., *Behavior of Fissionable Material Under Radiation*,1962,Ed.John Wiley&Sons,New York.
35. BASTOS, JOSÉ LUIS FERRAZ; ALVES DE ANDRADE, DELVONEI, *Transferência de Calor Computacional - Método Nodal*, IPEN, 1996.
36. KAUFMANN, ALBERT R., *Nuclear Reactor Fuel Elements - Metallurgy and Fabrication* , cap. 7, Pemsler, J.P, *Cladding Materials*, Ed. John Wiley & Sons, New York, 1962.
37. TONG,L.S & WEISMAN, JOEL, *Thermal Analysis of Pressurized Water Reactors*, 1979, Second Edition.
38. EL-WAKIL, M.M., *Nuclear Heat Transport* , Fourth Edition, 1971.
39. *Research Reactor Core Conversion for the Use of Low Enriched Uranium Fuels* , IAEA, TECDOC 233 Guidebook, 1980.
40. ANDRZEJEWSKI, CLÁUDIO DE SÁ & NEUMANN; A. N., *Elemento Combustível Tipo Placa (Dispersão UO₂-Aço Inox 348) Segundo Núcleo LABGENE*, R11.01-2133-QC-1002, CTMSP, 2003.
41. *LABGENE / Relatório de Análise de Segurança, Capítulo 5 - Reator* . Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo, dezembro 1999.
- 42.FOWLER, T. B, VONDY; D.R; CUNNINGHAM, G.W., *Nuclear Reactor Core Analysis Code: CITATION*, Oak Ridge National Laboratory, ORNL-TM-2496, Rev.2,Supl.3, julho 1972.
43. KOSAKA, NANAMI, *Segundo Núcleo da INAP: Cálculo Tridimensional do Núcleo com Ciclo Curto. Curva de Queima de Combustível*, , R11.01.2133-RG-27/00. CTMSP, 2003.

APÊNDICE A

Simbologia Utilizada na Análise Termoidráulica

Símbolo	Descrição
A_c (cm ²)	Área transversal de um canal de refrigeração
A_n (cm ²)	Área transversal do ceme combustível da placa combustível
C_p (W.s/g°C)	Calor específico do refrigerante
D_h (cm)	Diâmetro hidráulico do canal de refrigeração
f_g (adm.)	Fator de pico
h (W/cm ² °C)	Coeficiente de transferência de calor por convecção (filme)
L (cm)	Largura ativa da placa combustível
H_i (W/cm ² °C)	Coeficiente de transferência de calor na interface núcleo-revestimento
K_{fluido} (W/cm°C)	Condutividade térmica do refrigerante
K_c (W/cm°C)	Condutividade térmica do revestimento de aço inox 304
K_D (W/cm°C)	Condutividade térmica da partícula dispersa (UO ₂)
K_r (W/cm°C)	Condutividade térmica do núcleo da placa combustível
K_M (W/cm°C)	Condutividade térmica da matriz de aço Inox 304
$K_{\text{óxido}}$ (W/cm°C)	Condutividade térmica da camada de óxido do revestimento
H (cm)	Altura ativa da placa combustível
L_c (cm)	Largura do canal de refrigeração
N_c (adm.)	Número de elementos combustíveis no reator
N_r (adm.)	Número de placas combustíveis por elemento combustível
P_m (cm)	Perímetro Molhado do canal de escoamento
Pr (adm.)	Número de Prandtl
PT (W)	Potência total do reator
Q (g/s)	Vazão mássica
q'' (W/cm ²)	Fluxo de calor atravessando a superfície da placa combustível
q''' (W/cm ³)	Intensidade da fonte térmica volumétrica na placa combustível
Re (adm.)	Número de Reynolds
r (cm)	Espessura do revestimento da placa combustível
T_c (°C)	Temperatura no centro da placa combustível
T_F (°C)	Temperatura do refrigerante na posição axial Z
T_{in} (°C)	Temperatura de entrada do refrigerante no núcleo
T_{ro} (°C)	Temperatura na superfície externa da camada de óxido do revestimento
T_{ri} (°C)	Temperatura na superfície interna do revestimento
T_{re} (°C)	Temperatura na superfície externa do revestimento
T_s (°C)	Temperatura na superfície externa do núcleo combustível
t_m (cm)	Espessura do ceme da placa combustível
t_w (cm)	Espessura do canal de refrigeração
V (cm/s)	Velocidade do refrigerante no canal de refrigeração
V_D (adm.)	Fração em volume da fase dispersa
W (m ³ /h)	Vazão no núcleo
W_L (m ³ /h)	Vazão no elemento
ρ : (g/cm ³)	Densidade do refrigerante
μ (g/cms)	Viscosidade absoluta do refrigerante
$2q_s$ (W)	Energia total gerada na placa combustível
$\delta_{\text{óxido}}$ (cm)	Espessura da camada de óxido do revestimento
ΔT_F (°C)	Subida de temperatura no refrigerante

APÊNDICE B

Perfis Axiais de Temperatura das Alternativas Combustíveis

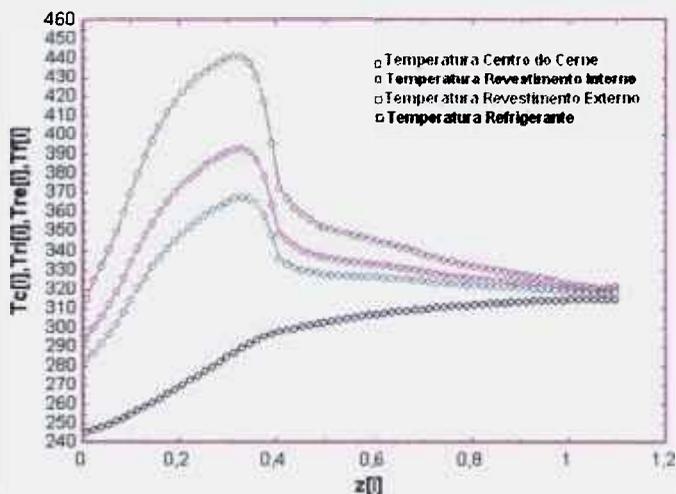


Fig.B2 - Alternativa 1 (Dispersão UO_2 em aço inox)

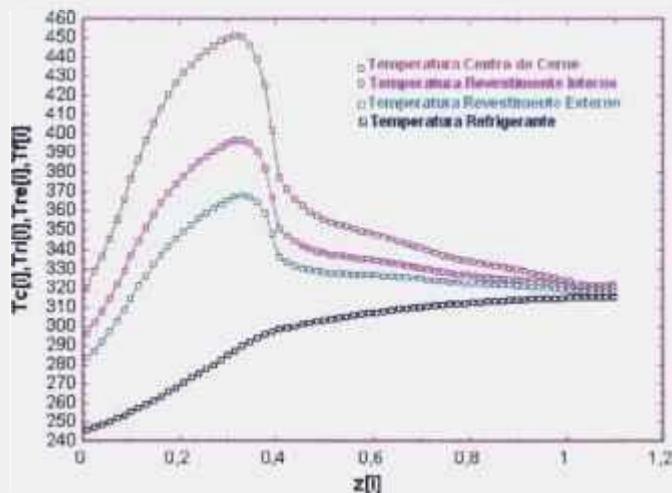


Fig.B3 - Alternativa 2 (Dispersão UO_2 em Zircaloy)

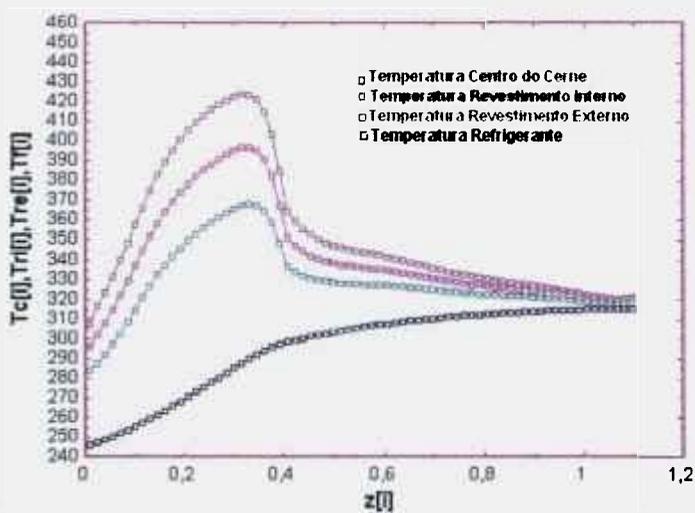


Fig.B4 - Alternativa 3 (Dispersão $U-10Mo$ em Zircaloy)

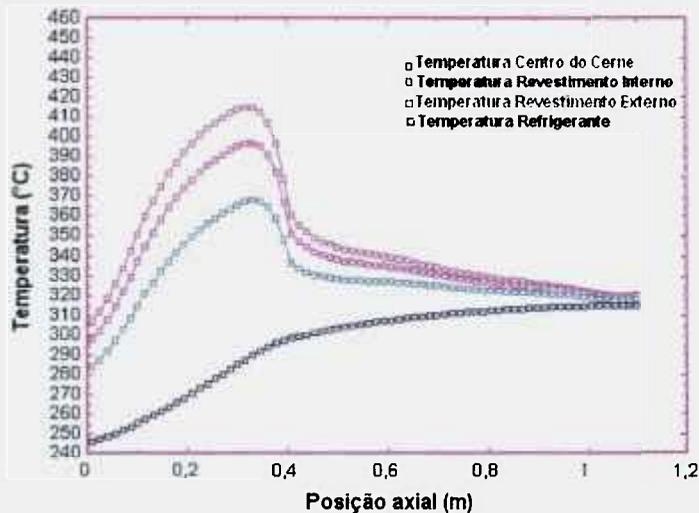


Fig.B5 - Alternativa 4 (Cerne Sólido $U-10Mo/2,03$ mm)

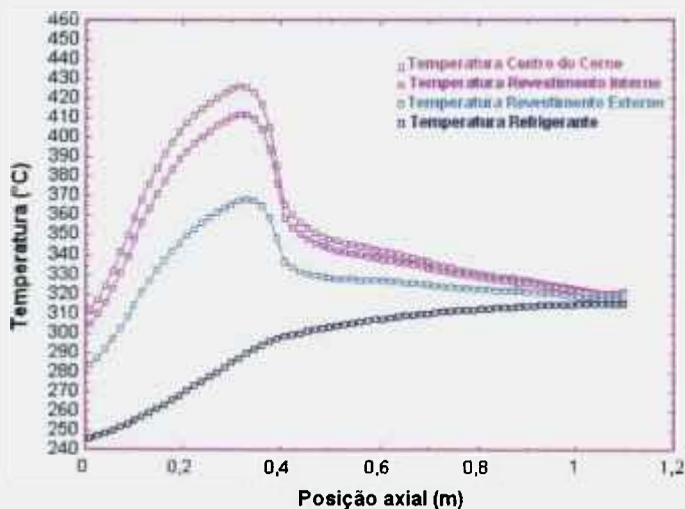


Fig.B6 - Alternativa 5 (Cerne Sólido $U-10Mo/1.62$ mm)

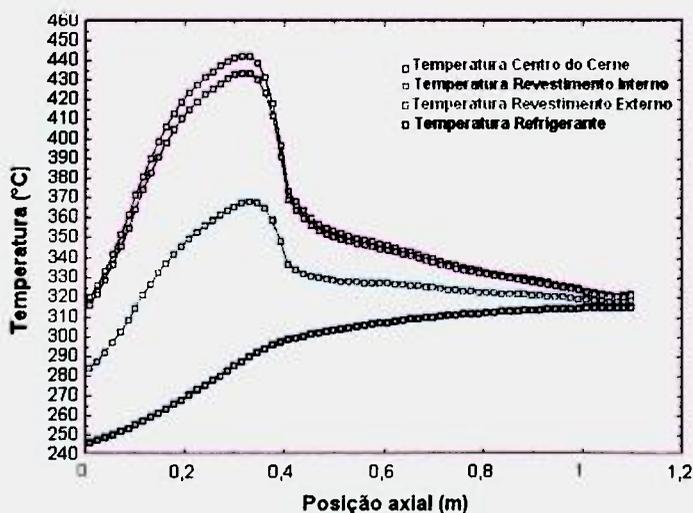


Fig.B7 - Alternativa 6 (Cerne Sólido $U-10Mo/1.00$ mm)

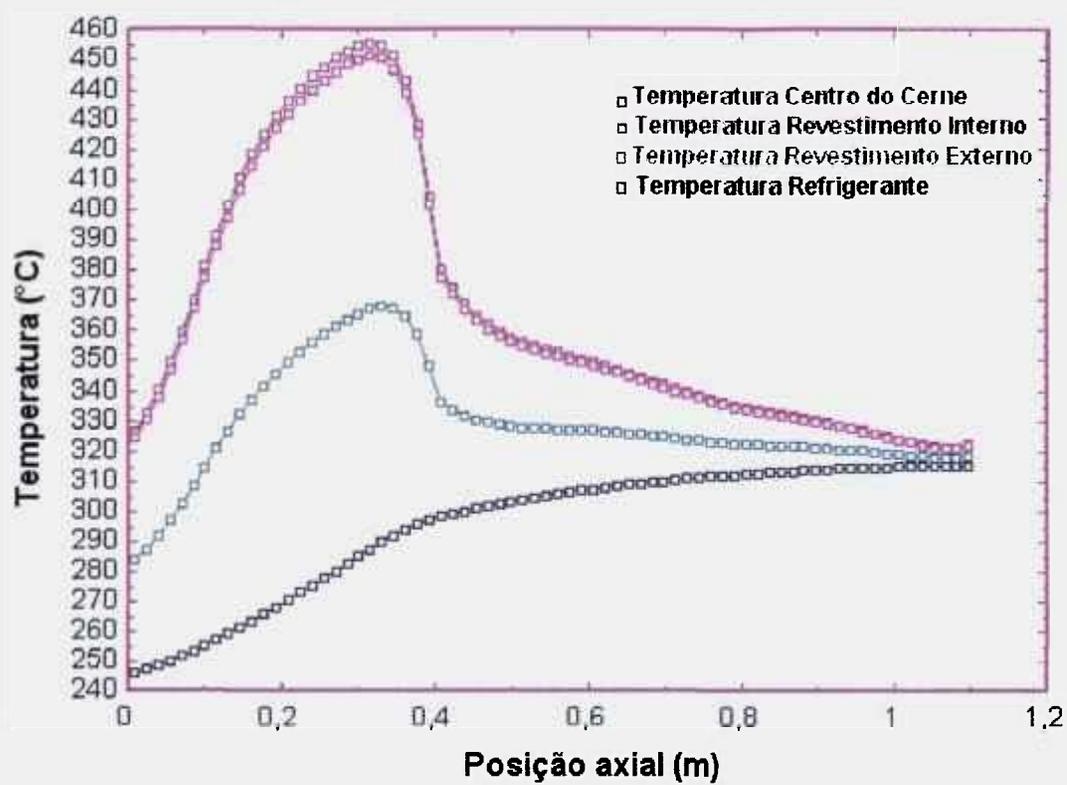


Fig.B8 – Alternativa 7 (Cerne Sólido U-10Mo / 0.50 mm)

ANEXO A

Coefficiente de Reatividade

Os coeficientes de reatividade dependem fundamentalmente de quatro variáveis de estado, que apresentam certa independência entre si:

- Temperatura do Combustível (T_c);
- Temperatura do Moderador/Refrigerante (T_m);
- Coeficiente de Vazio (μ - fração volumétrica de vapor no refrigerante);
- Pressão no Sistema;

Destas variáveis apenas o coeficiente de reatividade associado à temperatura do combustível $d./dT_c$ responde prontamente a entalpia acumulada no mesmo. A constante de tempo do combustível depende fundamentalmente do calor específico, da condutividade, e das dimensões do combustível, na medida em que tais variáveis, afetam o tempo de atraso em que ocorrem as alterações na temperatura do moderador/refrigerante e no próprio coeficiente de vazio.

Não é esperada a geração de vazios (vapor) durante a operação normal de um reator PWR. Entretanto, caso ocorram eventos anormais como a perda de refrigerante do primário (LOCA), ou a perda de pressão deste sistema, o refrigerante pode ser levado a uma condição de saturação, redundando no aparecimento de vazios (bolhas de vapor), e conseqüentemente reduzindo a absorção de nêutrons pelo boro contido no refrigerante.

Para as situações nas quais as faixas de temperaturas situem-se dentro dos limites operacionais do reator, e quando a concentração do boro diluído no refrigerante for pequena, este efeito de realimentação positiva da reatividade não assume papel de grande relevância. Já na situação em que o coeficiente de vazio estabiliza-se com valores negativos, e a concentração de boro é elevada, este efeito passa a ser sentido, tomando possível que o coeficiente de vazio, venha a introduzir reatividade positiva ao sistema.

O aumento da temperatura do refrigerante/moderador (T_m) causa basicamente dois efeitos:

1. Redução na densidade da água, produzindo um efeito similar ao aumento na taxa de geração de vazios;
2. Ocorre uma alteração na forma da distribuição espectral da seção de choque de absorção. Quando há um aumento de temperatura, a curva passa a apresentar uma distribuição menos concentrada, possibilitando que um maior volume de nêutrons de diferentes grupos de energia sejam absorvidos.

Como é de conhecimento, a seção de choque de átomos pesados como o U^{238} , apresentam ressonâncias para certas energias, e estes valores dizem respeito, preponderantemente a interações de absorção, e não devido a espalhamento. O fenômeno relatado no parágrafo acima decorre do fato que os átomos (e conseqüentemente seus núcleos) estão em contínuo movimento devido as suas energias térmicas. Em função disto, um feixe neutrônico marcadamente monoenergético se apresentará para o núcleo alvo em movimento, como possuindo uma gama de energia mais ampla e contínua, se traduzindo em termos práticos, em um alargamento da curva de distribuição da seção de choque de absorção devido à captura radiativa.

A prática operacional (reatores PWR) demonstra que o coeficiente de reatividade referente à temperatura do refrigerante ($d./dT_m$), é negativo em operação normal (com alto teor de boro dissolvido no refrigerante) e levemente positivo a baixas temperaturas.

Devido aos altos níveis de burnup alcançados pelos combustíveis atuais, o $d./dT_m$ vai assumindo valores mais negativos à medida que o ciclo de operação se aproxima de seu final. Esta característica neutrônica operacional pode trazer impactos diretos no advento do LOCA, uma vez que para compensar a perda de refrigerante, será admitido um grande volume de refrigerante (a temperatura mais baixa) pelas vias emergenciais de resfriamento do reator, realimentando-o com reatividade positiva, e trazendo ao núcleo do reator níveis de potência superiores a aqueles experimentados antes do acidente.

Margem de Desligamento

A subcriticalidade de um reator deve ser assegurada pela livre inserção das barras de controle e/ou pelo controle da concentração de boro diluído no refrigerante do circuito primário. A margem de Desligamento, necessária para manter o sistema subcrítico ($K_{ef}=1$) refere-se à situação operacional em que estando todas as barras de controle completamente inseridas, ocorre a maior ejeção/retirada inadvertida de barras de controle. A Margem de Desligamento visa então garantir que o reator possua reatividade negativa suficiente para conduzi-lo a uma condição de redução de potência/desligamento seguro.

Embora não esteja prevista a princípio, a utilização de boro diluído no refrigerante como forma de controle de reatividade para o reator do LABGENE, este é um conceito comum no desenvolvimento de reatores comerciais PWR de elevado burnup. A variável concentração de ácido bórico (diluído no refrigerante) é empregada como forma de compensar a redução de reatividade positiva associada a queima do combustível ao longo do ciclo de operação do reator, dotando a usina de suficiente Margem de Desligamento frente às diversas situações operacionais, sobretudo na condição de desligamento a frio.

Para reatores PWR comerciais, a Margem de Desligamento necessária para manter o sistema crítico ($K_{ef}=1$) representa a situação na qual entra em operação o Sistema de

Injeção de Boro de Emergência. A alta concentração de boro deve ser suficiente para assegurar que o reator seja desligado sem que haja qualquer movimentação das barras de controle. O caráter conservativo deste critério decorre do fato de não ser considerada, a reatividade negativa introduzida pelo xenônio presente no núcleo.

Fator de Pico (FP)

O fator de pico é um parâmetro que decorre do fato de que a distribuição espacial de potência não é homogênea ao longo do núcleo de um reator nuclear. Este fato determina que em algumas regiões do mesmo, o fluxo de calor será superior a seu valor médio.

Obtém-se a densidade de potência média (q_{med}) através da divisão da potência térmica global removida do núcleo pelo circuito primário pela área total de troca térmica dos EC's. O fator de pico (FP), por sua vez, é obtido pela razão entre a densidade de potência máxima, no canal quente, (resultante de modelagem neutrônica) e a densidade de potência média previamente calculada.

Um critério adotado [21] para o fator de pico, assume, para efeito de cálculo termoidráulico, uma distribuição de potência com perfil senoidal, e específica de forma conservativa, o fator de pico sempre menor que 3,0. Esta consideração deve ser atendida qualquer que seja a configuração operacional do núcleo. Como visto na análise termoidráulica conduzida neste trabalho, FP's superiores a este valor realmente trazem alguns problemas na adoção de uma estratégia adequada para a refrigeração do núcleo, em particular com relação ao critério de DNB.

Enriquecimento

O estabelecimento de Limites de Enriquecimento como critério de segurança ocorre sempre em conjunto com as considerações de criticalidade, sendo utilizado nas etapas de fabricação, manuseio e transporte. Para algumas aplicações, onde forem requisitadas altas taxas de queima, poderão ser adotados combustíveis com alto grau de enriquecimento.

Para níveis de enriquecimento superiores a 5%, o problema da criticalidade passa a desempenhar um papel de maior relevância quanto à segurança das instalações, na medida que até sistemas fracamente moderados podem vir a se tornar críticos. Desta maneira, os processos de fabricação, os dispositivos de manuseio, e racks de transporte dos EC's devem ser projetados de maneira a atender aos requisitos relacionados à manutenção da subcriticalidade.

Para sistemas com elevado nível de enriquecimento, uma outra preocupação, diz respeito a recriticalidade que poderá vir a ocorrer em acidentes severos como a fusão do núcleo, modificando radicalmente a dinâmica/progressão deste tipo de acidente.

ANEXO B

Considerações sobre Danos por Irradiação

Os danos por irradiação ocorridos nos materiais que compõem um reator nuclear provêm basicamente de três fontes:

1. A colisão / interação dos PF com os átomos vizinhos da própria partícula combustível (reduzido livre caminho médio dos PF no composto combustível);
2. A colisão elástica de nêutrons com a matriz estrutural (o dano provocado pode ocorrer, relativamente, a grandes distâncias da fonte geradora de nêutrons, uma vez que a seção de choque de absorção é baixa para nêutrons de alta energia;
3. Ionização, que pode ocorrer pelo transporte de partículas (PF, n, p, α , β) e/ou radiação γ .

As consequências físicas/microestruturais destas interações se traduz na introdução de imperfeições ou defeitos na regularidade do arranjo cristalino dos átomos. Os principais danos por irradiação conhecidos são:

- | | |
|-------------------------------------|---------------------------|
| 1. Lacunas; | 5. Pontas de Temperatura; |
| 2. Pontas de Deslocamentos Atômico; | 6. Danos por Ionização; |
| 3. Átomos Intersticiais; | 7. Reposição Atômica; |
| 4. Átomos Impuros; | |

A irradiação de materiais combinada com a elevação de temperatura torna possível a ocorrência de mecanismos difusivos, aumentando a mobilidade interatômica, e permitindo (em alguns casos) a concentração de defeitos. Tais alterações microestruturais levam a substanciais modificações no comportamento físico-mecânico do material.

Os componentes de um EC são submetidos a uma variada gama de radiações/partículas. A intensidade do dano material está correlacionada com a intensidade do fluxo incidente, da energia, do tipo da radiação/partícula (carga/massa), e da composição do material estrutural. As partículas com maior poder de dano são os PF, entretanto, como estas possuem reduzido livre caminho médio, acabam ficando retidas no próprio composto combustível. No tocante ao revestimento, o tipo de radiação ao qual o mesmo é submetido se resume no fluxo intenso de nêutrons, e nos gamas prontos de fissão. A radiação γ pode vir a gerar dano através dos processos de interação desta fonte de radiação com a matéria (efeito fotoelétrico, efeito Compton, e formação de pares). Dos processos citados, o de maior relevância (energia entre 1,0 a 2,2 MeV) para núcleos atômicos, $Z < 40$, é o efeito Compton. O potencial de geração de dano por este processo é, no entanto, reduzido quando

comparado com a formação de cascatas de deslocamento por nêutrons rápidos. Os elétrons emitidos (resultantes da incidência de radiação γ) são de baixa energia, como se pode comprovar pelo gráfico abaixo (*Figura B1*). Esta energia é capaz de produzir poucos pares de lacunas, deslocando poucos átomos para posições intersticiais. Da fig. B1, verifica-se que elétrons de 1,0 MeV de energia transferem pouco menos de 25 eV, baixa se comparada à energia transferida por um nêutron de fissão (maior probabilidade de energia de 1,5 MeV).

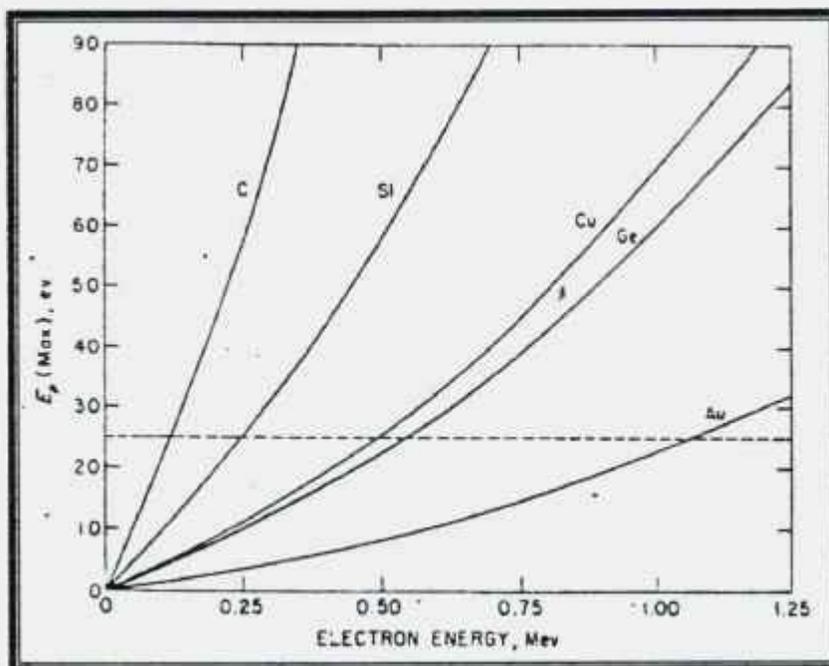


FIGURA B1 - Energia máxima transferida (eV) para diferentes átomos em função da energia do elétron incidente

Na Tabela abaixo (*Tab.B1*) verifica-se que a energia transferida por um nêutron de 1,5 MeV é amplamente superior àquela relativa aos elétrons emitidos

TABELA B1 - Energia máxima transferida p/ diferentes átomos p/ nêutrons de fissão de 1,5 MeV.

Átomo	Número Atômico Z	Peso Atômico A	E_{pMax} (KeV) ($E_n = 1,5$ MeV)
Carbono	6	12	425
Alumínio	13	27	207
Titânio	22	48	121
Ferro	26	56	104
Cobre	29	64	92
Germânio	32	73	80
Zircônio	40	91	63
Prata	47	108	55
Tungstênio	74	184	32
Ouro	79	197	30
Urânio	92	238	25

A intensidade do dano material promovida pela ação do fluxo neutrônico advém basicamente dos seguintes fatores:

1. Intensidade do fluxo neutrônico incidente;
2. Energia ou espectro de energia dos nêutrons;
3. Tempo de Irradiação;
4. Temperatura de Irradiação;

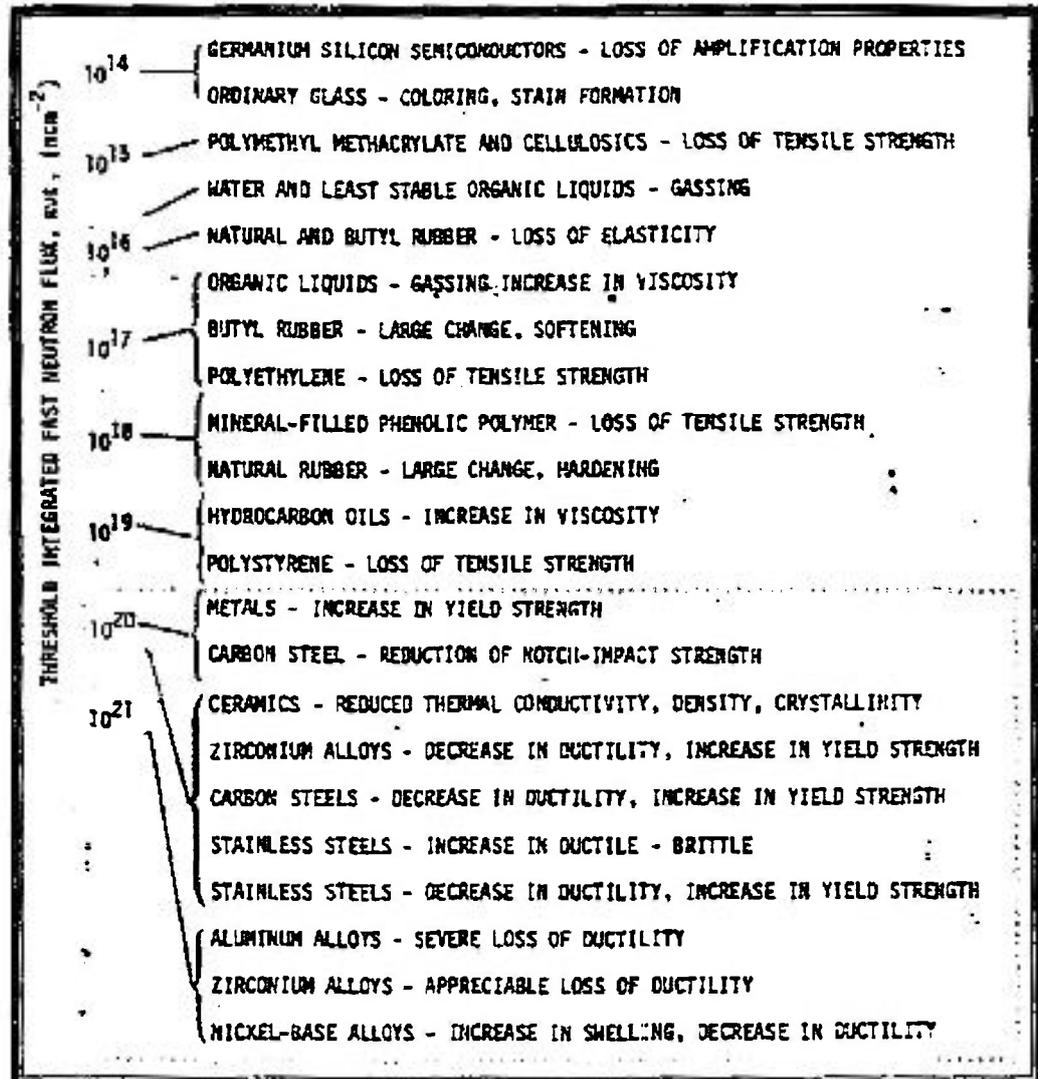
Os tipos de partículas/radiação oriundos da interação dos nêutrons (em função de seu nível de energia) com núcleos atômicos intermediários ($40 < A < 150$) de materiais geralmente empregados em um reator nuclear são apresentados abaixo (*vide Tabela B2*):

TABELA B2 - Partícula/Radiação Resultante da Interação de Nêutrons com Núcleos Atômicos de Materiais Tipicamente Empregados em um Reator Nuclear ($40 < A < 150$)

Energia Cinética do Nêutron Incidente	Partícula/Radiação Resultante
Baixa (0 – 1 KeV)	• n (elast); • γ
Intermediária (1 - 500 KeV)	• n (elast); • γ
Alta (0,5 – 10 MeV)	• n (elast); • n (inel); • p; • α
Muito Alta (10 – 50 MeV)	• n (el); • n (inel); • 2n; • np; • p; • 2p; • α ; • pode emitir mais de 3 partículas

Para um certo grupo de energia, a uma dada temperatura, o dano provocado dependerá diretamente do fluxo de nêutrons integrado no tempo (fluência). A fluência matematicamente pode ser expressa por $\int \Phi \cdot dt$. Torna-se necessário então que os valores de fluência ultrapassem certos limites ($\sim 10^{21}$ n/cm²) para que os danos por irradiação passem a ser percebidos (*vide Tabela B3*).

TABELA B3 - Limite de Fluência ($\Phi \cdot dt$) p/ ocorrência de danos p/ radiação em diferentes materiais.(nêutrons rápidos)



A irradiação por nêutrons nos materiais tem em geral, três consequências diretas:

1. A criação de lacunas na rede cristalina por colisões sucessivas em cascata, gerando as pontas de deslocamento e pontas de temperatura;
2. A absorção, com a consequente geração de átomos impuros (p/ transmutação nuclear subsequente a interações de captura radiativa (n, γ));
3. A geração de átomos Intersticiais, resultantes do deslocamento de suas posições de equilíbrio na rede cristalina e vindo a se acomodar em posições intersticiais, fora das posições determinadas no equilíbrio termodinâmico da rede cristalina do material.