



AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

DESEMPENHO SOB IRRADIAÇÃO DE ELEMENTOS
COMBUSTÍVEIS DO TIPO U-Mo

CIRILA TACCONI DE ALMEIDA

Dissertação apresentada como parte dos requisitos para a obtenção do Grau De Mestre em Ciências na Área De Reatores Nucleares de Potencia e Tecnologia Do Combustível Nuclear

Orientador:
Dr. Antonio Teixeira e Silva

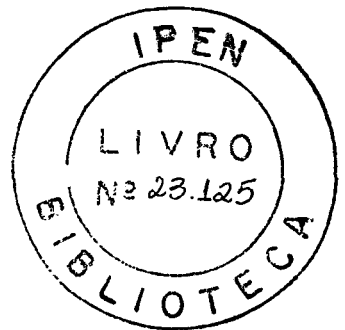
São Paulo
2005



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

**DESEMPENHO SOB IRRADIAÇÃO DE ELEMENTOS
COMBUSTÍVEIS DO TIPO U-Mo**

CIRILA TACCONI DE ALMEIDA



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

**Orientador:
Dr. Antonio Teixeira e Silva**

SÃO PAULO

2005

Aos meus pais, pelo carinho, amor e compreensão.

À minha querida irmã, pelo incentivo, dedicação, confiança e apoio.

Aos meus queridos filhos Ulysses e Wesley.

AGRADECIMENTOS

Ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN-CNEN/SP) na pessoa do seu Superintendente, Dr. Cláudio Rodrigues, pelo apoio e incentivo à pesquisa e capacitação científica nacional.

Ao Dr. Antonio Teixeira e Silva, pela orientação, confiança, dedicação e esmero no desenvolvimento deste trabalho.

Ao amigo Msc. Pedro Ernesto Umbehaum, por sua prestimosa ajuda, pelo incentivo, companheirismo e confiança neste trabalho mesmo em momentos difíceis.

Às amigas, Gaiânê e Iraci, pelo companheirismo, incentivo e apoio prestados.

Ao Msc. Mitsuo Yamaguchi pela colaboração prestada.

Aos colegas do CEN que direta ou indiretamente contribuíram para a realização deste trabalho.

À Diretoria Regional de Ensino de Santos, na pessoa de sua Dirigente Regional, Prof^a. Maria Lúcia F. dos Santos Almeida, pelo apoio e confiança.

Aos meus amigos da Diretoria de Ensino pelo apoio no decorrer deste trabalho.

DESEMPENHO SOB IRRADIAÇÃO DE ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS DO TIPO U-MO

Cirila Tacconi de Almeida

RESUMO

Os combustíveis a dispersão do tipo U-Mo-Al, propostos para utilização em Reatores de Pesquisa e Teste de Materiais (“Material Test Reactors” - MTR), são estudados em termos de seu comportamento sob irradiação.

Os aspectos do comportamento sob irradiação são aliados a aspectos neutrônicos e termo-hidráulicos para propor um novo núcleo para o Reator IEA-R1 do IPEN-CNEN/SP. Núcleos com elementos combustíveis do tipo U-10Mo-Al com densidades de urânio entre 3 e 8 gU/cm³ foram analisados com os programas computacionais CITATION e MTRCR-IEA-R1. Núcleos com elementos combustíveis com densidades de urânio variando entre 3 e 5 gU/cm³ mostraram-se adequados para utilização no Reator IEA-R1 e devem apresentar um comportamento estável sob irradiação, mesmo a altas queimas.

IRRADIATION PERFORMANCE OF URANIUM-MOLYBDENUM ALLOY DISPERSION FUELS

Cirila Tacconi de Almeida

ABSTRACT

The U-Mo-Al dispersion fuels of Material Test Reactors (MTR) are analyzed in terms of their irradiation performance.

The irradiation performance aspects are associated to the neutronic and thermal hydraulics aspects to propose a new core configuration to the IEA-R1 reactor of IPEN-CNEN/SP using U-Mo-Al fuels. Core configurations using U-10Mo-Al fuels with uranium densities variable from 3 to 8 gU/cm³ were analyzed with the computational programs CITATION and MTRCR-IEAR1. Core configurations for fuels with uranium densities variable from 3 to 5 gU/cm³ showed to be adequate to use in IEA-R1 reactor e should present a stable in reactor performance even at high burn-up.

LISTA DE TABELAS

Página

<i>Tabela 1 - Comparação dos Métodos Convencional e Misto para Cálculo dos Fatores de Canal Quente. _____</i>	44
<i>Tabela 2 - Porcentagem em volume de U-Mo em Al para densidades teóricas de urânio variando entre 3 e 8 g U/cm³. _____</i>	50
<i>Tabela 3 - Variáveis de entrada para os cálculos térmicos e termo-hidráulicos com o programa MTRCR-IEA-R1. _____</i>	51
<i>Tabela 4 - Dados geométricos do elemento combustível do reator IEA-R1. ____</i>	52
<i>Tabela 5 - Distribuição Axial de Potência no Canal mais Quente do Reator IEA-R1 (Núcleo n°1). _____</i>	54
<i>Tabela 6 - Distribuição Axial de Potência no Canal mais Quente do Reator IEA-R1 (Núcleo n°2). _____</i>	55
<i>Tabela 7 - Distribuição Axial de Potência no Canal mais Quente do Reator IEA-R1 (Núcleo n°3). _____</i>	56
<i>Tabela 8 – Número das simulações com o programa computacional MTRCR-IEA-R1 para núcleos com 10 e 12 elementos combustíveis, densidades variando entre 3 e 5 gU/cm³ e condutividade térmica K1 de 13 w/m°C e K2 de 70 W/m°C. _____</i>	71
<i>Tabela 9 – Resultado das variáveis termo-hidráulicas obtidas das simulações com o programa computacional MTRCR-IEA-R1 para núcleos com 10 e 12 elementos combustíveis, densidades de urânio variando entre 3 e 5 gU/cm³ e condutividade térmica K1 de 13 w/m°C e K2 de 70 W/m°C. _____</i>	72

LISTA DE FIGURAS

<i>FIGURA 1 - Densidade do Urânio na dispersão em função da concentração das fases dispersas (para densidades teóricas de fase e dispersão).</i>	6
<i>FIGURA 2 - Diagrama de fases da liga de U-Mo.</i>	10
<i>FIGURA 3 - Aumentos de espessura das mini-placas de dispersões combustíveis de U-10Mo /20/.</i>	14
<i>FIGURA 4 – Variação na fração em volume da interação U-Mo/Al e das partículas U-Mo como fabricadas em função da temperatura de início de vida e queima do U-235 /20/.</i>	15
<i>FIGURA 5 - Condutividade térmica do cerne combustível (comparação entre dados experimentais e teóricos) /21/.</i>	18
<i>FIGURA 6 - Espessura da interação matriz-combustível (experimental x teórica).</i>	20
<i>FIGURA 7 - Fração em volume dos constituintes do cerne combustível (experimental x teórica).</i>	20
<i>FIGURA 8 - Aumento da espessura da placa combustível (experimental x teórica).</i>	21
<i>FIGURA 9 - Representação esquemática do núcleo do reator IEA-R1 /4/.</i>	24
<i>FIGURA 10 - Representação esquemática de uma placa combustível do elemento combustível do tipo MTR do Reator IEA-R1.</i>	27
<i>FIGURA 11 - Perfil da temperatura num elemento combustível tipo placa com refrigerante.</i>	29
<i>FIGURA 12: Seção diferencial da placa combustível (dz).</i>	34
<i>FIGURA 13: Configuração do núcleo do reator IEA-R1 (Configuração 218).</i>	47
<i>FIGURA 14: Núcleos de U-Mo-Al propostos para o reator IEA-R1 com densidades de urânio variando de 3 e 8 gU/cm³.</i>	49
<i>FIGURA 15 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 3 gU/cm³ – K₁ = 13 W/m°C.</i>	58

FIGURA 16 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 3 gU/cm ³ – K ₁ = 13 W/m°C (com fatores de incerteza).	58
FIGURA 17 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR U-10Mo-Al – 3 gU/cm ³ - k ₁ = 13 W/m°C.	59
FIGURA 18 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR U-10Mo-Al – 3 gU/cm ³ – k ₁ = 13 W/m°C (com fatores de incerteza).	59
FIGURA 19 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 3 gU/cm ³ – K ₂ = 70 W/m°C.	60
FIGURA 20 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 3 gU/cm ³ – K ₂ = 70 W/m.°C (com fatores de incerteza).	60
FIGURA 21 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR U-10Mo-Al – 3 gU/cm ³ – k ₂ =70 W/m°C.	61
FIGURA 22- Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR U-10Mo-Al - 3 gU/cm ³ - k ₂ =70 W/m°C (com fatores de incerteza).	61
FIGURA 23 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 4 gU/cm ³ – K ₁ = 13 W/m°C.	62
FIGURA 24 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 4 gU/cm ³ – K ₁ = 13 W/m°C (com fatores de incerteza).	62
FIGURA 25 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR U-10Mo-Al - 4gU/cm ³ - k ₁ = 13 W/m°C.	63
FIGURA 26 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR U-10MoAl – 4 gU/cm ³ – k ₁ = 13 W/m°C (com fatores de incerteza).	63
FIGURA 27 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 4 gU/cm ³ – K ₂ = 70 W/m°C.	64
FIGURA 28 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 4 gU/cm ³ – K ₂ = 70 W/m.°C (com fatores de incerteza).	64
FIGURA 29 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR U-10Mo-Al – 4 gU/cm ³ – k ₂ =70 W/m°C.	65
FIGURA 30 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR U-10Mo-Al - 4 gU/cm ³ - k ₂ =70 W/m°C (com fatores de incerteza).	65

FIGURA 31 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 5 gU/cm ³ - K ₁ = 13 W/m°C. _____	66
FIGURA 32 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 5 gU/cm ³ - K ₁ = 13 W/m°C (com fatores de incerteza). _____	66
FIGURA 33 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR U-10Mo-Al - 5 gU/cm ³ - k ₁ = 13 W/m°C. _____	67
FIGURA 34 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR U-10Mo-Al - 5 gU/cm ³ - k ₁ = 13 W/m°C (com fatores de incerteza). _____	67
FIGURA 35 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 5 gU/cm ³ - K ₂ = 70 W/m°C. _____	68
FIGURA 36 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 5 gU/cm ³ - K ₂ = 70 W/m.°C (com fatores de incerteza). _____	68
FIGURA 37 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR U-10Mo-Al - 5 gU/cm ³ - k ₂ = 70 W/m°C. _____	69
FIGURA 38 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR U-10Mo-Al - 5 gU/cm ³ - k ₂ = 70 W/m°C (com fatores de incerteza). _____	69
FIGURA 39 - Temperatura do revestimento e central do combustível na condição nominal e com incerteza (Δ) versus condutividade térmica ($\rho = 3$ gU/cm ³). ____	73
FIGURA 40 - Temperatura do revestimento e central do combustível na condição nominal e com incertezas (Δ) versus condutividade térmica ($\rho = 4$ gU/cm ³). ____	73
FIGURA 41 - Temperatura do revestimento e central do combustível na condição nominal e com incertezas (Δ) versus condutividade térmica ($\rho = 5$ gU/cm ³). ____	74

LISTA DE SÍMBOLOS

1. Lista de símbolos usados no programa computacional PLATE

γ -U: estrutura cristalina cúbica de face centrada

K_{cerne} : condutividade térmica efetiva do cerne combustível

f : condutividade térmica composta do combustível e da fase produtos da reação no programa PLATE

m : condutividade térmica da matriz de alumínio no programa PLATE

v : soma das frações em volume da fase combustível e produtos da reação no programa PLATE

K_p : condutividade térmica do material poroso

K_{100} : condutividade térmica do material totalmente denso

P : porosidade do material

y : espessura da interação matriz-combustível

W_{Mo} : fração em peso de Mo na liga combustível

f : taxa de fissão da partícula

f : densidade de fissão da partícula combustível

t : tempo

R : constante ideal dos gases

T : temperatura

$\frac{\Delta V}{V}$: inchamento da liga U-Mo

$\frac{\Delta V_r}{V_r}$: inchamento dos produtos de fissão nos produtos da reação com o alumínio

2. Símbolos usados na análise térmica da placa combustível

A : área de transferência de calor na placa combustível (cm^2)

A_c : área transversal de um canal de refrigeração (cm^2)

A_T : área transversal do núcleo combustível da placa combustível (cm^2)

A_s : área ativa total do elemento combustível (cm^2)

c_p : calor específico da água ($\text{W.s/g}^\circ\text{C}$)

- D_h : diâmetro hidráulico do canal de refrigeração (cm)
- h : coeficiente de transferência de calor (filme) ($W/cm^2\text{°C}$)
- H : coeficiente de transferência de calor ($W/cm^2\text{°C}$)
- H_i : coeficiente de transferência de calor na interface núcleo-revestimento ($W/cm^2\text{°C}$)
- K : condutividade térmica ($W/cm\text{°C}$)
- K_{fluido} : condutividade térmica do refrigerante ($W/cm\text{°C}$)
- K_c : condutividade térmica do alumínio ($W/cm\text{°C}$)
- K_f : condutividade térmica do cerne da placa combustível ($W/cm\text{°C}$)
- $K_{\text{óxido}}$: condutividade térmica da camada de óxido do revestimento ($W/cm\text{°C}$)
- L : altura ativa da placa combustível (cm)
- L_c : largura do canal de refrigeração (cm)
- N_c : número de elementos combustíveis no reator (adimensional)
- N_f : número de placas combustíveis por elemento combustível (adimensional)
- Nu : número de Nusselt (adimensional)
- Pr : número de Prandtl (adimensional)
- PT : potência total do reator (W)
- Q : vazão mássica (g/s)
- q : taxa de transferência de calor ($J/s=W$)
- q'' : fluxo de calor atravessando a superfície da placa combustível (W/cm^2)
- q''' : intensidade da fonte térmica volumétrica na placa combustível (W/cm^3)
- q_s : calor gerado na metade da placa combustível (W/cm^2)
- r : espessura do revestimento da placa combustível (cm)
- Re : número de Reynolds (adimensional)
- s : metade da espessura do núcleo da placa combustível ($t_m/2$) (cm)
- T : temperatura (°C)
- T_c : temperatura no centro da placa combustível (°C)
- T_F : temperatura do refrigerante na posição axial Z (°C)
- T_{in} : temperatura de entrada do refrigerante no núcleo (°C)
- T_{ro} : temperatura na superfície externa da camada de óxido do revestimento (°C)
- T_{ri} : temperatura na superfície interna do revestimento (°C)
- T_{re} : temperatura na superfície externa do revestimento (°C)
- T_s : temperatura na superfície externa do cerne combustível (°C)

- t_m : espessura do cerne da placa combustível (cm)
 t_w : espessura do canal de refrigeração (cm)
 v : velocidade do refrigerante no canal de refrigeração (cm/s)
 W : vazão no núcleo (cm³/s)
 W_L : vazão no elemento (cm³/s)
 ρ : densidade do refrigerante (g/cm³)
 μ : viscosidade absoluta do refrigerante (g/cms)
 q_{2s} : energia total gerada na placa combustível (W)
 $\delta_{\text{óxido}}$: espessura da camada de óxido do revestimento (cm)
 ΔT_F : subida de temperatura no refrigerante (°C)

3. Símbolos utilizados na análise termo-hidráulica do elemento combustível

- A_c : área transversal de um canal de refrigeração (cm²)
 C_c : comprimento das placas combustíveis (canal de refrigeração) (cm)
 c_p : calor específico da água (Kj/Kg°C)
 D_h : diâmetro hidráulico equivalente = $2 t_w / (1 + t_w / L_c)$ (cm)
 E : módulo de elasticidade de Young (bar)
 F_b : fator de canal quente para o aumento de temperatura do fluido refrigerante
 F_q : fator de canal quente para o fluxo de calor
 F_h : fator de transferência de calor
 bf_a : razão entre o pico e a média do fluxo de calor axial (adimensional)
 fr : razão entre o pico e a média de potência radial (adimensional)
 G : fluxo de massa (vazão) = ρv (g/cm²s)
 h : coeficiente de transferência de calor (filme) (W/cm²°C)
 L_a = largura ativa da placa combustível para transferência de calor (cm)
 K_{fluido} : condutividade da água (W/m°C)
 L : altura ativa da placa combustível para transferência de calor (cm)
 L_c = largura do canal de refrigeração (cm)
 P : pressão na saída do canal (bar abs)
 P_c : pressão crítica do refrigerante (bar abs)
 Pr : número de Prandtl (adimensional)
 q'' : fluxo de calor local (W/cm²)

q''_a : fluxo de calor axial médio ao longo da placa (W/cm^2)

q''_c : fluxo de calor crítico (burnout) (W/cm^2)

Re: número de Reynolds (adimensional)

$T_c(z)$ = temperatura média do refrigerante na cota (z) ($^{\circ}C$)

ΔT_c : subida da temperatura da água no canal refrigerante ($^{\circ}C$)

T_{in} : temperatura de entrada da água no núcleo ($^{\circ}C$)

T_{re} : temperatura na superfície do revestimento ($^{\circ}C$)

T_{sat} : temperatura de saturação da água na pressão P ($^{\circ}C$)

ΔT_{sub} : água subresfriada, i.e., $^{\circ}C$ abaixo saturação ($^{\circ}C$)

t_m : espessura do núcleo combustível (cm)

t_p : espessura da placa combustível (cm)

t_w = espessura do canal de refrigeração (cm)

v = velocidade da água no canal (cm/s)

v_{crit} = velocidade de escoamento crítica (cm/s)

W_L : vazão através do elemento combustível (cm^3/s)

z = localização axial (cm)

λ : calor de vaporização (J/g)

μ : viscosidade da água (pascal-sec)

ρ : densidade do refrigerante (g/cm^3)

ν : razão da Poisson (adimensional)

χ : qualidade da água na posição de fluxo de calor crítico (adimensional)

SUMÁRIO

	Página
1. INTRODUÇÃO	2
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 Equações para o cálculo térmico do elemento combustível tipo placa MTR	26
2.1.1 Equação de Fourier	29
2.1.2 Resistência térmica na interface núcleo-revestimento	30
2.1.3 Queda de temperatura no revestimento	30
2.1.4 Queda de temperatura na camada de óxido do revestimento	31
2.1.5 Calor transferido do combustível para o refrigerante	32
2.1.5.1 Transferência de calor por convecção forçada	33
2.1.6 Distribuição axial de temperatura no refrigerante	34
2.1.7 Vazão através do elemento combustível	35
2.2 Equações para a análise hidráulica de elementos combustíveis tipo placa MTR	36
3. DEFINIÇÃO DE UM NÚCLEO DE U-Mo PARA O REATOR IEA-R1	46
3.1 Introdução	46
3.2 Cálculos neutrônicos e termo-hidráulicos dos núcleos propostos para o reator IEA-R1 com o combustível U-Mo-Al	48
3.2.1 Núcleo nº 1	53
3.2.2 Núcleo nº 2	53
3.2.3 Núcleo nº 3	53
3.3 Resultados das simulações dos núcleos de U-10Mo-Al propostos para o reator IEA-R1	57
3.3.1 Velocidade crítica de escoamento do fluido refrigerante	57
3.3.2 Resultados dos cálculos de temperatura e das margens de segurança termo-hidráulicas	57
4. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS E CONCLUSÃO	75
ANEXO 1	77
ANEXO 2	82
ANEXO 3	83
ANEXO 4	84
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	85

1. INTRODUÇÃO

O reator IEA-R1 do Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN-CNEN/SP) é um reator de pesquisa do tipo piscina aberta, construído e projetado pela firma norte-americana “*Babcox & Wilcox*”, tendo como refrigerante e moderador a água leve desmineralizada e berílio e grafite como refletores. Em 1997, o reator recebeu a licença de operação para 5 MW.

Nos últimos anos, o IPEN desenvolveu a fabricação de elementos combustíveis a dispersão de U_3O_8 em Al e U_3Si_2 em Al /1/. O combustível U_3O_8 -Al está qualificado para operação no reator IEA-R1 até uma densidade de urânio de $2,3 \text{ gU/cm}^3$ e o U_3Si_2 -Al está qualificado para uma densidade de até $3,0 \text{ gU/cm}^3$.

O núcleo do reator IEA-R1 é hoje composto pelos combustíveis dos dois tipos acima especificados, com baixo enriquecimento em U-235 (“*Low Enrichment Uranium*” – LEU - 19,90% de U-235).

Em meados dos anos oitenta, o programa internacional “*Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*” (RERTR) iniciou o estudo de ligas de U-Mo dispersas em alumínio (U-Mo-Al). Este tipo de liga combustível possui, por exemplo, para uma dispersão U-10Mo-Al densidades de urânio de até $8,0 \text{ gU/cm}^3$ e vem sendo estudada como possível substituta para as dispersões de U_3O_8 -Al e U_3Si_2 -Al de mais baixas densidades em urânio. Em virtude da maior densidade de urânio nos combustíveis U-Mo, um número menor de elementos combustíveis poderá ser utilizado no reator para se obter a mesma potência, proporcionando assim maiores densidades de fluxo de nêutrons por elemento.

Os elementos combustíveis a dispersão U_3O_8 -Al e U_3Si_2 -Al fabricados pelo IPEN seguem rigorosas especificações técnicas, definidas após cuidadosas revisões bibliográficas abrangendo a experiência mundial no projeto, fabricação e análise do desempenho sob irradiação de combustíveis a dispersão. Entretanto, a garantia de um bom desempenho sob irradiação só pode ser confirmada através de minuciosos exames pós-irradiação. No Brasil, não existem reatores de alto

fluxo neutrônico onde se possa irradiar mini-placas combustíveis e atingir queimas elevadas em tempos de irradiação curtos, nas quais os danos no combustível apareçam em maior escala. Também, não existem células quentes em que os danos no combustível possam ser examinados através de testes destrutivos. A qualificação dos elementos combustíveis fabricados no IPEN foi feita diretamente no reator IEA-R1, através de um programa de acompanhamento da irradiação /2/. Neste programa, o elemento combustível fabricado no IPEN é colocado diretamente no reator IEA-R1 e é inspecionado visualmente em tempos determinados, até que atinja a queima estipulada para a sua qualificação. Até o momento, não houve nenhum tipo de falha de combustível nesta qualificação e, como visto anteriormente, os combustíveis U_3O_8 -Al e U_3Si_2 -Al, com densidades de $2,3 \text{ gU/cm}^3$ e $3,0 \text{ gU/cm}^3$, respectivamente, estão qualificados.

Análogo ao realizado com os combustíveis U_3O_8 -Al e U_3Si_2 -Al, já desenvolvidos e qualificados no IPEN, o objetivo desta dissertação de mestrado é desenvolver uma extensa revisão bibliográfica do comportamento sob irradiação dos combustíveis do tipo liga de U-Mo dispersa numa matriz de alumínio e, a partir deste estudo, estabelecer um conjunto de parâmetros que possa auxiliar na especificação técnica de fabricação deste combustível, para posterior utilização no reator IEA-R1. Devido à alta densidade de urânio por placa combustível desta liga, é possível reduzir o número de elementos combustíveis no núcleo do reator, gerando a necessidade de se revisar os seus projetos neutrônico e termo-hidráulico. O cálculo neutrônico dos núcleos utilizando o combustível U-Mo-Al a diferentes densidades de urânio foi desenvolvido com o programa computacional CITATION /3/. As análises termo-hidráulicas dos núcleos foram desenvolvidas com o programa computacional MTRCR-IEAR1 /4/, após a devida adaptação nos dados de entrada para o combustível U-Mo-Al. Este programa permite calcular as variáveis térmicas e hidráulicas do núcleo e compará-las a limites e critérios de projeto estabelecidos para este tipo de combustível. As análises desenvolvidas foram feitas para a potência de operação do reator de 5 MW.

O capítulo 2 da dissertação apresenta uma extensa revisão bibliográfica do comportamento sob irradiação dos combustíveis do tipo U-Mo-Al e discute os critérios e limites de projeto que devam ser atendidos pelo projeto termo-hidráulico do núcleo do reator. O capítulo 3 apresenta os resultados dos

cálculos neutrônicos e termo-hidráulicos utilizados para definir para o início de vida um núcleo com combustível U-Mo-Al para o reator IEA-R1. Foram analisadas configurações de núcleo para diferentes densidades de urânio na dispersão U-10Mo-Al, variáveis entre $3,0 \text{ gU/cm}^3$ e $8,0 \text{ gU/cm}^3$. Para o núcleo definido, foram calculados alguns parâmetros que dão indicação do comportamento do combustível sob irradiação no reator IEA-R1 a 5 MW. O capítulo 4 apresenta as discussões finais e a conclusão.

No Anexo 1 é apresentado um roteiro para o cálculo da densidade teórica da liga U-10Mo, o cálculo da fração volumétrica da liga para várias densidades de urânio na dispersão U-10Mo-Al e um roteiro para a conversão da porcentagem em volume para a porcentagem em peso de U-10Mo na dispersão. O Anexo 2 apresenta os valores das variáveis usadas no cálculo térmico dos núcleos propostos com o combustível U-10Mo-Al. O Anexo 3 apresenta os valores das variáveis usadas no cálculo hidráulico dos núcleos propostos. O Anexo 4 apresenta a densidade e a taxa de fissões calculadas para o núcleo de U-10Mo-Al a uma potência de 5 MW e queima de 50% em U-235.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Em meados dos anos cinqüenta, com as restrições impostas ao comércio e utilização de combustíveis com urânio altamente enriquecido, a “*Atomic Energy Comission*” dos Estados Unidos da América (EUA) requisitou ao “*Oak Ridge National Laboratory*” (ORNL) a construção de um reator tipo piscina, utilizando elementos combustíveis tipo placa com baixo enriquecimento em ^{235}U (<20% em peso de ^{235}U – “*Low Enriched Uranium*” – LEU). Este reator deveria ser apresentado na Conferência de Genebra em agosto de 1955 /1/. Devido ao pouco tempo disponível, tornou-se impossível realizar grandes modificações no projeto do combustível, uma vez que a tecnologia existente estava voltada para a fabricação de combustíveis do tipo liga de U-Al com alto enriquecimento. Sendo assim, o ORNL optou simplesmente por aumentar por um fator de cinco a quantidade de urânio em cada placa (conservando as demais variáveis de projeto). Desta forma, foi garantida que a reatividade do núcleo do reator não se alteraria devido à redução do enriquecimento /5/.

As ligas de U-Al de alto enriquecimento que vinham sendo utilizadas em combustíveis do tipo MTR (“*Material Test Reactors*”) com 10 a 20% em peso de urânio, passaram a ter entre 45 e 50% em peso deste material. Entretanto, já nas etapas de fabricação, as placas combustíveis fabricadas com altas concentrações de urânio apresentaram problemas de fragilidade e de falta de homogeneidade da composição, tornando inviável a sua utilização.

Para contornar o problema, os pesquisadores da época iniciaram a busca de materiais com maiores massas específicas de urânio, de forma a reduzir a concentração em peso (e/ou volume) das placas fabricadas. Dentre os materiais pesquisados, o UAl_x , o U_3O_8 , o U_3Si_2 , o U_3Si e o U_6Fe apresentaram-se como os mais promissores a possíveis utilizações. O U_3Si_2 seria o mais viável, devido a sua maior massa específica (FIG. 1), pois o U_3Si e o U_6Fe não se mostraram adequados /1/.

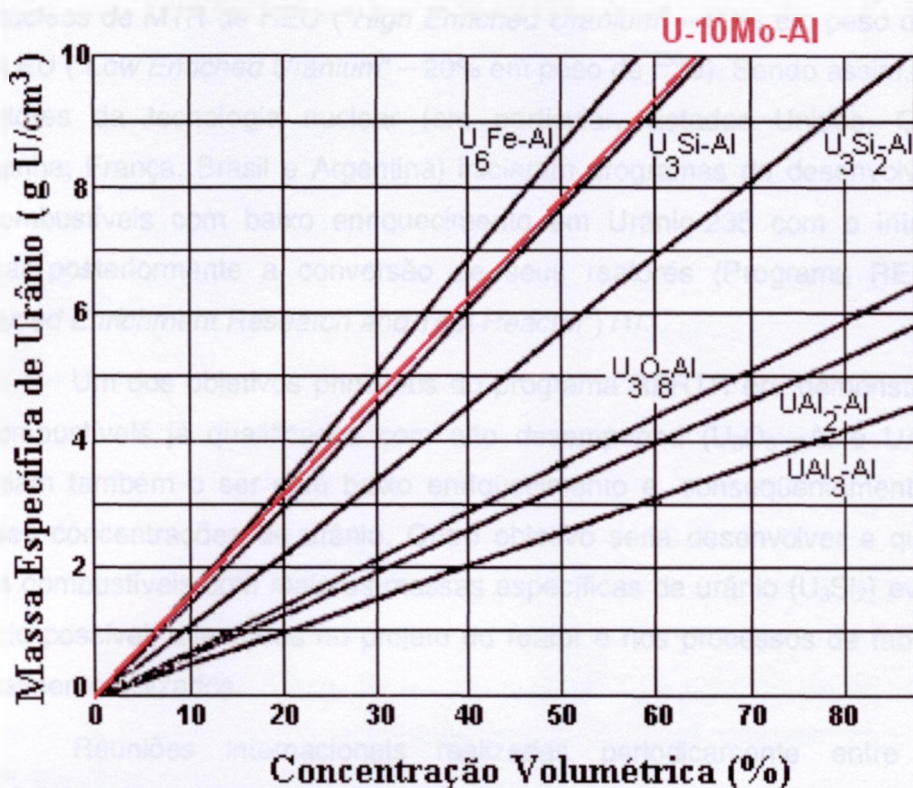


FIGURA 1 - Densidade do Urânio em função da concentração em volume da fase dispersa na dispersão (para densidades teóricas de fase e dispersão).

Além de novos materiais, novas técnicas de fabricação tiveram que ser desenvolvidas, surgindo os combustíveis a dispersão, fabricados pela técnica da metalurgia do pó /6/, uma vez que era impossível combinar os novos materiais em uma liga. Através desta técnica de fabricação, podem ser obtidas, além de uma distribuição homogênea da fase físsil dispersa, concentrações que não comprometam as etapas de fabricação subseqüentes. Entretanto, para garantir a integridade mecânica das placas, a concentração em volume da fase dispersa deveria ser limitada em 45% em volume /5/.

No final dos anos setenta, um grupo de trabalho selecionado pela IAEA ("International Atomic Energy Agency") dentro da estrutura do "International Nuclear Fuel Cycle Evaluation" (INFCE) começou a investigar a possibilidade da utilização da energia nuclear para fins pacíficos com simultânea minimização do risco de proliferação de armas nucleares. A partir destas investigações, concluiu-

se que o risco de proliferação de armas poderia ser minimizado com a conversão dos núcleos de MTR de HEU (*“High Enriched Uranium”* – 93% em peso de ^{235}U) para LEU (*“Low Enriched Uranium”* – 20% em peso de ^{235}U). Sendo assim, países detentores da tecnologia nuclear (em particular, Estados Unidos, Canadá, Alemanha, França, Brasil e Argentina) iniciaram programas de desenvolvimento de combustíveis com baixo enriquecimento em Urânio-235 com o intuito de realizar posteriormente a conversão de seus reatores (Programa RERTR – *“Reduced Enrichment Research and Test Reactor”*) /1/.

Um dos objetivos principais do programa RERTR era demonstrar que os combustíveis já qualificados com alto desempenho (U_3O_8 -Al e UAl_x -Al) poderiam também o ser com baixo enriquecimento e, conseqüentemente, com maiores concentrações de urânio. Outro objetivo seria desenvolver e qualificar novos combustíveis com maiores massas específicas de urânio (U_3Si_2) evitando, quando possível, alterações no projeto do reator e nos processos de fabricação normalmente utilizados.

Reuniões internacionais realizadas periodicamente entre vários especialistas e colaboradores participantes desse programa demonstraram através de inúmeros trabalhos que as dispersões com baixo enriquecimento em U-235 poderiam ser utilizadas sem problemas nos vários reatores de pesquisa e teste de materiais em todo o mundo.

Em 1987, no *“International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactor”* realizado em Buenos Aires, Argentina, foram apresentados trabalhos que deram como qualificadas as dispersões UAl_x -Al, U_3O_8 -Al e o U_3Si_2 -Al com densidades, respectivamente, de $2,3 \text{ gU/cm}^3$ (45% em volume da fase UAl_x), $3,2 \text{ gU/cm}^3$ (45% em volume da fase U_3O_8) e $4,8 \text{ gU/cm}^3$ (42,5% em volume da fase U_3Si_2), devido ao bom desempenho apresentado pelas mesmas nos testes realizados /7/.

Seguindo a tendência internacional, o IPEN desenvolveu nos últimos anos a fabricação de combustíveis a dispersão de U_3O_8 -Al e U_3Si_2 -Al /1/. O combustível de U_3O_8 -Al fabricado no IPEN encontra-se qualificado até uma densidade de $2,3 \text{ gU/cm}^3$ (33% em volume) e o de U_3Si_2 -Al até uma densidade de $3,0 \text{ gU/cm}^3$ (26% em volume). O núcleo do reator IEA-R1 é hoje totalmente

composto por combustíveis do tipo LEU de U_3O_8 -Al e U_3Si_2 -Al com baixo enriquecimento e pode operar a uma potência de até 5,0 MW.

Está em andamento no IPEN um programa que visa irradiar mini-placas dos combustíveis U_3O_8 -Al (densidade de $3,2 \text{ gU/cm}^3$ -45% em volume) e U_3Si_2 -Al (densidade de $4,8 \text{ gU/cm}^3$ -42,5% em volume) para atingir o limite tecnológico qualificado internacionalmente para estes tipos de dispersão. Por questão de segurança, optou-se por não colocar no núcleo do reator IEA-R1 elementos combustíveis completos com estas densidades. Como a estas densidades estes combustíveis encontram-se próximos de seu limite tecnológico, optou-se por desenvolver irradiações de mini-placas e, só após atestar o seu bom comportamento sob irradiação, proceder a fabricação de elementos completos. Testes não destrutivos, como inspeção visual e medida da espessura das mini-placas combustíveis, poderão auxiliar na verificação do bom comportamento do combustível sob irradiação. O reator IEA-R1 está operando em 2005 com potências entre 3 MW e 4 MW, 64 h contínuas. Com a expectativa da operação do reator a 5 MW, 120 h contínuas, em 2006, será possível obter fluxos neutrônicos que possam assegurar as queimas exigidas para qualificação num espaço de tempo adequado. Assim, um conjunto de mini-placas combustíveis de U_3O_8 -Al e U_3Si_2 -Al nos seus limites tecnológicos de densidade foi fabricado e será posteriormente irradiado no reator.

Em meados dos anos oitenta, o programa RERTR iniciou o estudo das ligas de U-Mo. Este tipo de liga, por exemplo, na dispersão U-10Mo-Al, possui uma densidade de urânio de até $8,0 \text{ gU/cm}^3$ (vide FIG. 1) para uma concentração em volume da fase fissil de até 50%. Ela vem sendo estudada como uma possível candidata para substituir as dispersões acima. Devido a sua maior densidade de urânio, um número menor de elementos combustíveis poderá ser utilizado no núcleo do reator para se obter a mesma potência.

A conversão de urânio altamente enriquecido (HEU) para urânio com baixo enriquecimento (LEU) para uso em combustíveis de reatores de pesquisa requereu um elevado aumento de urânio fissil por unidade de volume para compensar a redução do enriquecimento. O desenvolvimento das dispersões de U_3Si_2 -Al alcançou um enorme sucesso na conversão do núcleo de diversos reatores, alcançando densidades de até 5 gU/cm^3 . Enquanto uma vasta

quantidade de reatores de pesquisa podem operar satisfatoriamente com dispersão de U_3Si_2-Al , vários reatores de alto fluxo neutrônico podem requerer carregamentos de cerca de 8 gU/cm^3 . Conseqüentemente, no programa RERTR renovado, a atenção tem se deslocado para ligas de urânio de mais altas densidades. Experimentos mais recentes de irradiação de ligas de urânio têm-se demonstrado promissores em termos do comportamento sob irradiação quando estas ligas são mantidas na sua estrutura cristalina cúbica $\gamma-U$, ou seja, com arranjos cúbicos de faces centradas.

Ligas com tendência a formar esta fase gama são: U-Cr, U-Mo, U-Nb, U-Re, U-Ru, U-Ti, U-V, U-Zr, etc. Entre estas, a liga que apresenta uma ampla extensão de fase gama é a liga U-Mo; abaixo de $560^\circ C$ a estrutura estável do U-Mo é uma mistura de $\alpha-U$ e fase γ (U_2Mo), como apresentado no diagrama de equilíbrio de fase da FIG. 2. Entretanto, pelo resfriamento rápido da fase gama, a liga de U-Mo retém facilmente esta fase em uma fase metaestável. Se esta fase gama metaestável pode ser mantida durante a fabricação do elemento combustível e sob irradiação e se a liga apresenta boa compatibilidade com a matriz de alumínio, a liga U-Mo poderia ser a candidata principal como combustível a dispersão de reatores de pesquisa.

Ao contrário do U_3Si_2 , as ligas de U-Mo podem ter várias estruturas cristalinas entre a fusão e a temperatura ambiente, dependendo da velocidade do resfriamento e da homogeneidade do urânio. Para uso no reator, a estrutura cúbica γ é necessária, porque o seu comportamento sob irradiação é considerado mais satisfatório /7/.

As variáveis de fabricação e o comportamento sob irradiação da liga U-Mo variando entre U-2%Mo e U-10%Mo tem sido extensivamente investigada /8/, /9/, /10/, /11/, /12/, /13/, /14/, /15/, /16/, /17/, /18/. Três áreas de investigação têm sido consideradas: 1) as propriedades de fabricação do pó combustível (U-Mo); 2) as propriedades do cerne combustível ("fuel meat") U-Mo-Al e 3) o comportamento sob irradiação do cerne combustível.

Dentro do primeiro item, as principais áreas de investigação têm se concentrado nas diversas fases, nos métodos usados para a produção do pó, na distribuição do tamanho das partículas, na densidade, capacidade térmica e

coeficiente de expansão térmica. No item 2, o estudo tem se concentrado na porosidade do núcleo combustível, na condutividade térmica, na compatibilidade do dispersante (U-Mo) e da matriz dispersa (Al), no comportamento de corrosão,

URÂNIO - MOLIBDÊNIO

Diagrama de equilíbrio

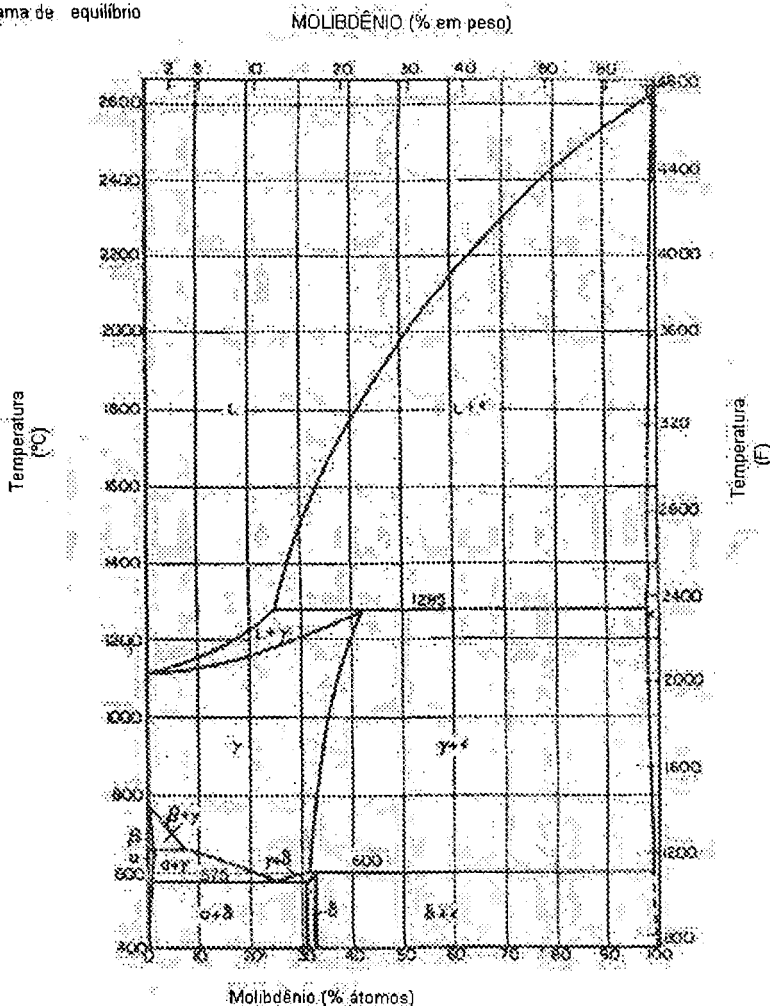


FIGURA 2 - Diagrama de equilíbrio da liga de U-Mo.

nas propriedades mecânicas e no coeficiente de expansão térmica. No item 3, diferentes testes de irradiação têm sido conduzidos em mini-placas e placas completas de combustível, fabricadas com o objetivo de determinar o seu inchamento, micro-estrutura pós-irradiação, interação dispersante e matriz, formação de bolhas ("blisters") e liberação de produtos de fissão. Os estudos

desenvolvidos nesta dissertação foram concentrados no item 3, sendo a fabricação do combustível escopo de outro trabalho em desenvolvimento no IPEN.

Quatorze diferentes composições de combustíveis, incluindo 12 ligas metálicas, foram irradiadas como parte de cinco (5) experimentos separados para desenvolvimento de combustíveis à dispersão de alta densidade no Reator de Testes Avançados (ATR) no “*Idaho National Engineering and Environmental Laboratory*” /19/, /20/. Os resultados do desempenho sob irradiação, obtidos destes testes, levaram o programa US-RERTR a restringir seu foco no sistema de liga binária U-Mo, como principal candidata para uso como dispersão de alta densidade. Os experimentos RERTR-1 e RERTR-2 tinham projetos idênticos e as diferenças concentraram-se na duração dos testes, com o RERTR-1 sendo descarregado a baixas queimas e o RERTR-2 a queimas mais elevadas. Do mesmo modo, os experimentos RERTR-4 e RERTR-5 são experimentos similares irradiados a diferentes níveis de queima.

Os experimentos RERTR-1 e RERTR-2 foram as primeiras tentativas americanas de irradiar combustíveis de ligas metálicas de alta densidade dispersas em uma matriz de alumínio. Estes experimentos tinham a intenção de investigar a viabilidade dos vários candidatos apontados acima e as placas combustíveis experimentais foram fabricadas com partículas combustíveis com carregamentos de 25 a 30% em volume no cerne combustível (“*meat*”), dando densidades de urânio médias de $4gU/cm^3$ (vide FIG. 1). O foco particular destes experimentos foi observar o fenômeno da interação matriz-partícula e o inchamento da partícula sob irradiação. A potência da placa combustível (e as temperaturas, conseqüentemente) foi mantida baixa. Exames pós-irradiação (“*Post Irradiation Examination*” – *PIE*) das ligas U-Nb-Zr revelaram baixo desempenho destas ligas. As placas combustíveis com essas ligas exibiram aumentos na espessura causados por uma intensa reação matriz-partícula e altas taxas de inchamento das partículas. Placas combustíveis fabricadas com ligas U-4Mo mostraram um comportamento similar. As ligas fabricadas com pelo menos 6% em peso de Mo, entretanto, comportaram-se muito bem até queimas de 70%. As ligas de U-Mo com adições ternárias (Ru, Pt, Os), conhecidas por aumentar a

estabilidade da fase cúbica γ -U fora do reator, não apresentaram uma melhoria significativa sobre a liga binária sob irradiação.

O experimento RERTR-3 foi projetado para testar placas combustíveis sob condições de irradiação consideradas agressivas para combustíveis de reatores de pesquisa (sob condições de alta temperatura e alta densidade de fissão). Sessenta e quatro placas combustíveis miniaturas foram fabricadas e irradiadas a uma queima de 40% em U-235. Baseado nos resultados dos programas RERTR-1 e RERTR-2, o RERTR-3 focou principalmente nas ligas binárias com 6 a 10% em peso de Mo. Neste experimento, os combustíveis testados foram fabricados com carregamentos de partícula combustível de mais de 50% em volume no núcleo combustível, dando densidades de urânio médias de até $8,5 \text{ gU/cm}^3$. "PIE" destas placas combustíveis mostraram geralmente um desempenho aceitável. O inchamento do combustível foi relativamente baixo sem tendência à dissolução. Entretanto, à temperaturas elevadas, significativa interação matriz-combustível foi observada. De fato, a interação matriz-combustível foi tão intensa que nenhuma parte da matriz de Al permaneceu na porção central do combustível em algumas placas. Independente disso, um desempenho aceitável das placas combustíveis foi atingido mesmo nos casos onde toda a matriz de alumínio foi consumida.

Os experimentos RERTR-4 e RERTR-5 foram projetados para testar placas combustíveis maiores sob condições de reatores de pesquisa não tão típicas. Cada experimento continha trinta e duas placas combustíveis irradiadas a níveis de queima de U-235 de 50 e 80%. Esses experimentos continuaram a focar nos combustíveis de ligas binárias U-Mo, com densidades variando entre 6 e 8 gU/cm^3 , com 6 a 10% em peso de Mo. As placas combustíveis são maiores que nos experimentos anteriores para permitir medidas significativas do inchamento, a fim de se obter um melhor exame do desempenho pós-irradiação da placa combustível. Estes experimentos terminaram recentemente e PIE está em progresso.

Os resultados "PIE" das placas combustíveis à dispersão U-Mo-Al, no experimento RERTR-4 /20/, indicam que a interação que ocorre entre o combustível metálico U-Mo e a fase da matriz Al durante a irradiação é o único aspecto do comportamento do combustível que é significativamente afetado pela

temperatura. A espessura das placas testadas atinge para queimas de 80% até 15% de aumento (FIG. 3). Entretanto, isto é inevitável para carregamentos de combustível de até 8 gU/cm^3 , porque um grande volume de produtos de fissão é formado. As observações mais importantes no RERTR-4 foram: inchamento aparentemente atômico e estável das partículas combustíveis, com a presença de bolhas de gases de fissão pequenas, uniformemente distribuídas. A formação da fase de interação U-Mo-Al é significativa, consumindo praticamente toda a matriz de alumínio a temperaturas mais elevadas. A taxa de inchamento induzida por fissão deste composto é, entretanto, baixa e muito estável. A fase da interação ocupa um volume maior do que a dos seus constituintes (U-Mo e Al) e então contribui para o inchamento. A contribuição, entretanto, é limitada pela quantidade de alumínio disponível na matriz. O principal efeito da formação dos produtos da interação é a redução na condutividade térmica do cerne combustível. Como mostrado na FIG. 4, uma temperatura mais elevada de início de vida pode não resultar em um inchamento maior. Isto é mostrado esquematicamente na FIG. 4 para cernes combustíveis idênticos operando a diferentes temperaturas até uma queima de 80% em U-235. Como a taxa de formação da fase de interação é fortemente dependente da temperatura, ela deplecionará a matriz de alumínio rapidamente durante a irradiação para temperaturas mais elevadas de início de vida (140°C na FIG. 4) e a fração em volume dos produtos da interação atingirá logo seu valor máximo. A quantidade de inchamento associada com a interação é proporcional a esta quantidade. Entretanto, em temperaturas mais altas, mais U-Mo é consumido e desde que U-Mo tem uma taxa de inchamento sob irradiação maior que o U-Mo-Al_x, isso compensa o aumento proporcionado pela camada de interação. Em temperaturas mais baixas (100°C), a interação U-Mo-Al é completada parcialmente na queima de 80% e sua fração em volume e o inchamento do cerne combustível associado são, conseqüentemente, muito menores. Entretanto, como a quantidade de U-Mo consumida é também proporcionalmente menor, a fração em volume original do combustível é diminuída levemente. O inchamento do cerne combustível a baixas temperaturas deve ser totalmente dominado pelo inchamento do U-Mo, mostrando nenhum efeito mensurável da formação de (U-MoAl_x). Em temperaturas intermediárias, a interação pode ser completada no final da irradiação (120°C). Sua contribuição para o inchamento do cerne combustível é

máxima, mas a fração em volume do U-Mo permanece maior durante o início da irradiação e sua alta taxa de inchamento contribui mais para o inchamento total do que o inchamento do núcleo no caso a 140 °C.

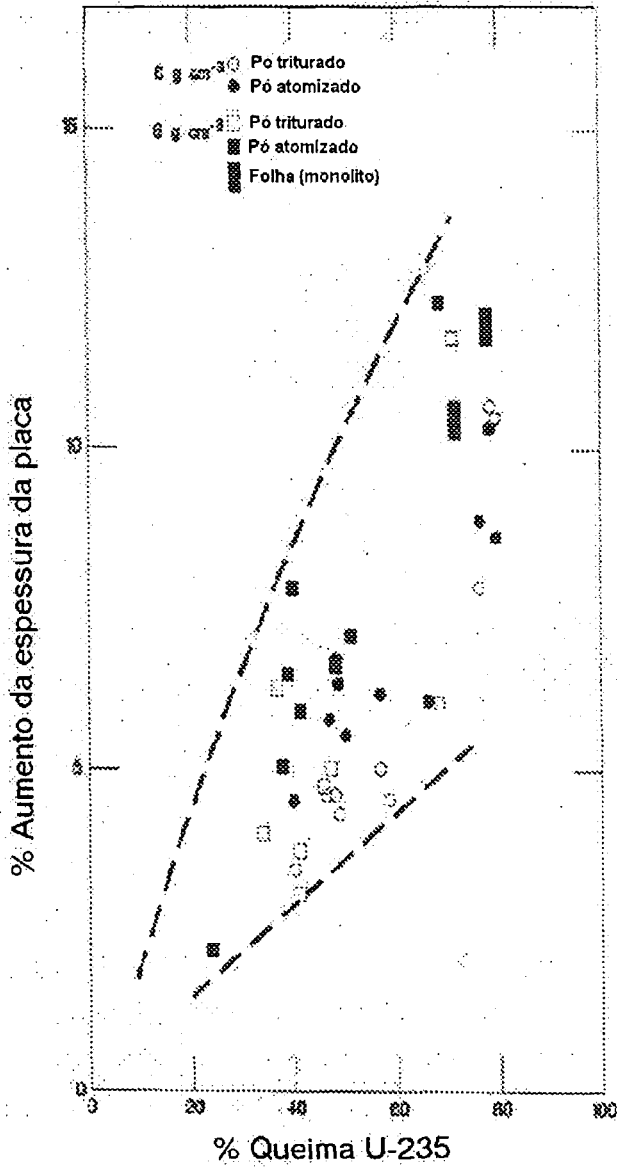


FIGURA 3 - Aumentos de espessura das mini-placas de dispersões combustíveis de U-10Mo /20/.

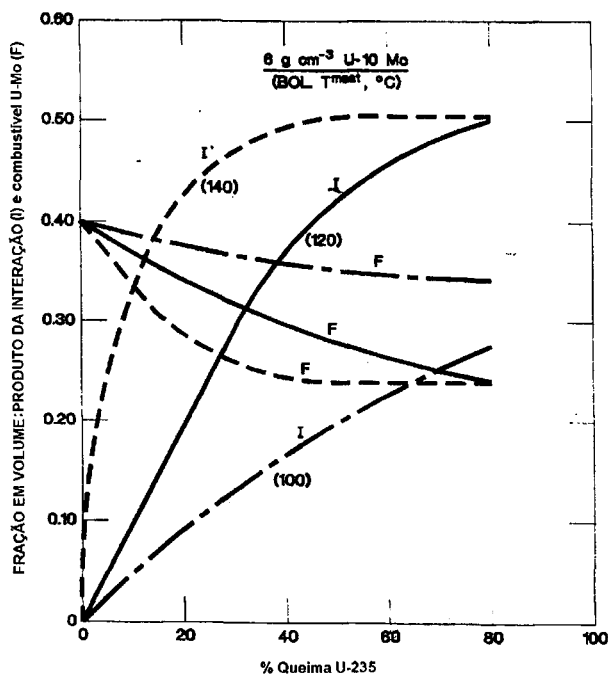


FIGURA 4 – Variações na fração em volume dos produtos da interação U-Mo/Al e das partículas de U-Mo como fabricadas em função da temperatura de início de vida e queima de U-235 /20/.

Quando a interação prossegue, uma nova fase de baixa condutividade é formada, com a correspondente depleção da matriz de Al de alta condutividade. Isso leva a uma substancial degradação da condutividade do cerne combustível com o tempo, e a temperatura central do combustível aumenta com a queima mesmo se a potência decresce. Essa inter-relação entre a temperatura do combustível e a interação matriz-partícula torna difícil o desenvolvimento de uma correlação empírica entre as duas, desde que não é muito claro que temperatura e produtos da reação empregar, e sem uma correlação para a espessura da interação é impossível calcular a temperatura do combustível durante a irradiação. Por esta razão, um modelo térmico complexo foi desenvolvido para calcular as temperaturas no combustível, levando em conta as variações nas frações em volume do cerne combustível, incluindo combustível, matriz e produtos da reação dentro do cerne combustível, assim como a geração de gases/inchamento nestas fases.

Dentro do contexto dos cálculos de temperatura “*best-estimate*”, uma equação da taxa de reação matriz-partícula foi desenvolvida de uma maneira integral. A correlação da taxa de interação resultante e outras correlações e modelos de comportamento associados foram implementadas em um programa computacional denominado *PLATE* /21/, que está em uso nos EUA para avaliar o desempenho sob irradiação de placas combustíveis à dispersão U-Mo-Al.

O modelo térmico do *PLATE* é baseado no cálculo da temperatura em regime permanente, tridimensional, em diferenças finitas, implementado dentro de um programa *FORTTRAN*. Apesar do cálculo ser em regime permanente, uma série de cálculos são feitos ao longo do tempo para simular a irradiação, permitindo ocorrer a interação matriz-combustível baseada em uma equação da taxa de reação empírica. Quando a fase dos produtos da reação aumenta e a fase matriz Al depleciona, a condutividade térmica efetiva é continuamente modificada através do uso de um modelo de condutividade multifase analítico. A combinação da variação da condutividade térmica e o histórico de potência da placa combustível resultam em um cálculo de temperatura “*best-estimate*” feito em intervalos de tempo de um dia de irradiação em vários nós computacionais através do cerne. O conhecimento do histórico de temperaturas dentro da placa combustível também permite estimar outros fenômenos do comportamento do combustível, incluindo o inchamento dos produtos da reação e do combustível, produção de gases de fissão e o desenvolvimento da porosidade nas diversas fases do combustível e as variações nas dimensões da placa.

O modelo analítico de *Hashin e Shtrikman* /22/ calcula um limite superior e inferior para a condutividade térmica efetiva do material multifase. *PLATE* faz uso atualmente de uma forma modificada da relação de *Hashin e Shtrikman* que permite uma transição plana entre o limite inferior e superior em função da fração combustível-fase produtos da reação. Esta forma modificada foi desenvolvida por *CEA-Cadarache* /23/ e é dada por:

$$K_{\text{ceme}} = -f + 3V + 2m - 3Vm + \frac{\sqrt{8fm} + (f - 3Vf - 2m + 3Vm)^2}{4} \quad (\text{eq.1})$$

Onde, k_{cerne} é a condutividade térmica efetiva do cerne combustível, f é a condutividade térmica composta do combustível e da fase produtos da reação, m é a condutividade térmica da fase matriz (Al) e V é a soma das frações em volume das fases combustível e produtos da reação. A condutividade térmica efetiva do cerne do combustível da equação 1 é apresentada na FIG. 5 para combustíveis a dispersão U-10Mo-Al em função da fração em volume do carregamento do combustível. Também, são apresentados na FIG.5 os valores de condutividade térmica medidos, mostrando que as previsões do modelo estão em excelente concordância com os valores medidos.

O fator de correção da porosidade empregado no programa *PLATE* é /24/:

$$K_p = K_{100} \cdot \exp(-2,14 \cdot P) \quad (\text{eq.2})$$

onde K_p é a condutividade do material poroso, K_{100} é a condutividade térmica do material totalmente denso e P é a porosidade. Este fator de correção da porosidade é válido para porosidades abaixo de 0,30.

A correlação para a espessura da interação matriz-combustível usada no *PLATE* toma a mesma forma da correlação desenvolvida por *REST* /25/ para silicetos. A dependência com a fração em peso de molibdênio foi adicionada, a energia de ativação foi modificada para um valor apropriado para combustíveis U-Mo /26/ e a constante pré-exponencial foi baseada em um ajuste para a espessura da interação retirada de dados disponíveis dos exames pós-irradiação dos testes RERTR-3 /27/. A correlação resultante é:

$$y^2 = 2,443 \cdot 10^{-19} (1,625 - 6,25W_{\text{Mo}}) \cdot (f^{0,75}) \cdot \Delta t \cdot \exp\left\{\frac{-10.000}{RT}\right\} \quad (\text{eq.3})$$

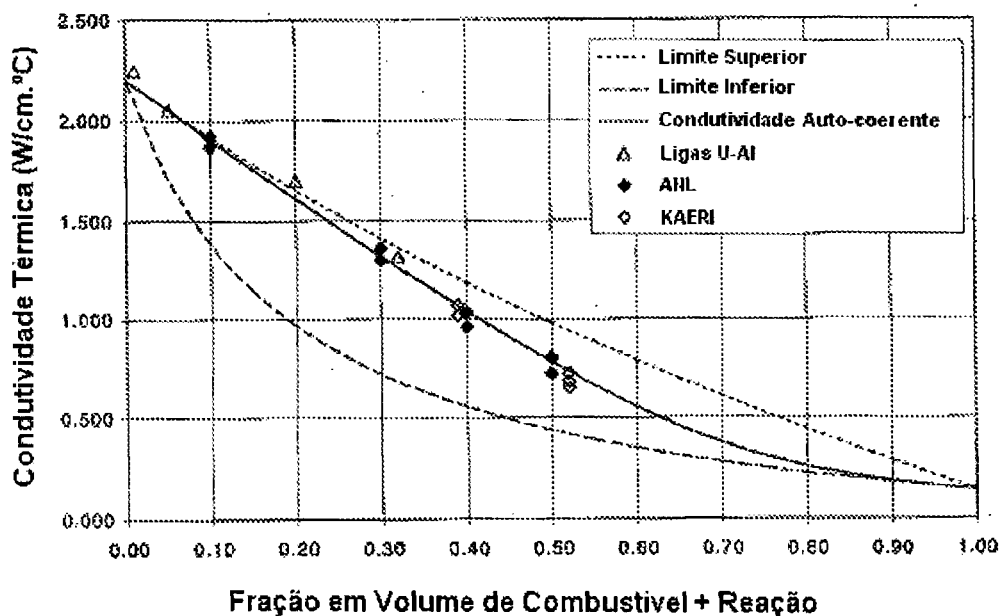


FIGURA 5 - Condutividade térmica do cerne combustível (comparação entre dados experimentais e teóricos) /21/.

Onde y é a espessura da interação matriz-combustível (cm), W_{Mo} é a fração em peso de Mo na liga combustível, f é a taxa de fissão da partícula combustível ($fissões/cm^3.s$); t é o tempo (s), R é a constante ideal dos gases ($1,987 cal/mol.K$), e T é a temperatura (K).

O inchamento dos produtos de fissão na liga U-Mo é calculado usando uma equação empírica desenvolvida dos exames pós-irradiação de placas de U-Mo do RERTR-3, -4 e -5. Um aumento na taxa de inchamento do combustível U-Mo foi notada acima de aproximadamente $2,0 \cdot 10^{21}$ $fissões/cm^3$. Abaixo desta densidade de fissão, o inchamento dos produtos de fissão na liga U-Mo é aproximadamente 0,4%/ de queima, e ele essencialmente dobra acima desta densidade de fissão /28/, /20/. Uma leve dependência da composição também foi notada. Baseado nestas observações, PLATE calcula o inchamento do U-Mo devido aos produtos de fissão como:

$$\frac{\Delta V}{V} = 5,8336 \cdot 10^{-23} \cdot (1,25 - 2,5 \cdot W_{Mo}) \cdot f, \text{ para } f \leq 2,0 \cdot 10^{21} \quad (\text{eq.4})$$

$$\frac{\Delta V}{V} = (1,25 - 2,5 \cdot W_{Mo}) \cdot [0,1167 + 1,1667 \cdot 10^{-22} \cdot (f - 2,0 \cdot 10^{21})], \text{ para } f > 2,0 \cdot 10^{21} \quad (\text{eq.5})$$

onde $\Delta V/V$ é o inchamento do combustível para a liga de U-Mo, W_{Mo} é a fração em peso de Mo na liga combustível e f é a densidade de fissão na partícula – combustível (*fissões/cm³*). 25% do inchamento do combustível são assumidos ser devido às bolhas de gás, que são tratadas como porosidades que se desenvolvem dentro da liga e levam a uma degradação da condutividade térmica da base U-Mo.

O inchamento dos produtos de fissão nos produtos da reação com o alumínio é calculado como /21/:

$$\frac{\Delta V_r}{V_r} = 4,0 \cdot 10^{-23} \cdot f \quad /21/ \quad (\text{eq.6})$$

Os resultados da validação do código *PLATE* comparados com os dados medidos para as placas combustíveis de U-Mo dos testes de irradiação RERTR-3 são apresentados nas FIG. 6, 7 e 8 /21/. A FIG. 6 compara os dados experimentais e os resultados de cálculo da espessura da interação matriz-combustível, enquanto que a FIG. 7 compara os dados experimentais e os resultados teóricos da fração em volume dos constituintes do combustível. A FIG. 8 apresenta a comparação dos dados experimentais e resultados teóricos para o aumento na espessura da placa combustível.

A concordância entre resultados experimentais e teóricos da fração em volume dos constituintes do combustível tende a ser melhor para partículas combustíveis esféricas, isto é atomizadas e obtidas por centrifugação, do que não esféricas. As partículas não esféricas introduzem consideráveis incertezas dentro dos resultados da fração constituinte de cada fase calculada pelo programa *PLATE*, em virtude da dificuldade da descrição do tamanho da partícula e forma da distribuição do pó combustível não esférico. Também, a utilização de partículas esféricas, obtidas por centrifugação, levaram ao excelente desempenho sob irradiação de dispersões U-10Mo com carregamentos de U entre 8 e 9 *gU/cm³*, irradiadas em um programa conjunto Coréia do Sul e os EUA /29/.

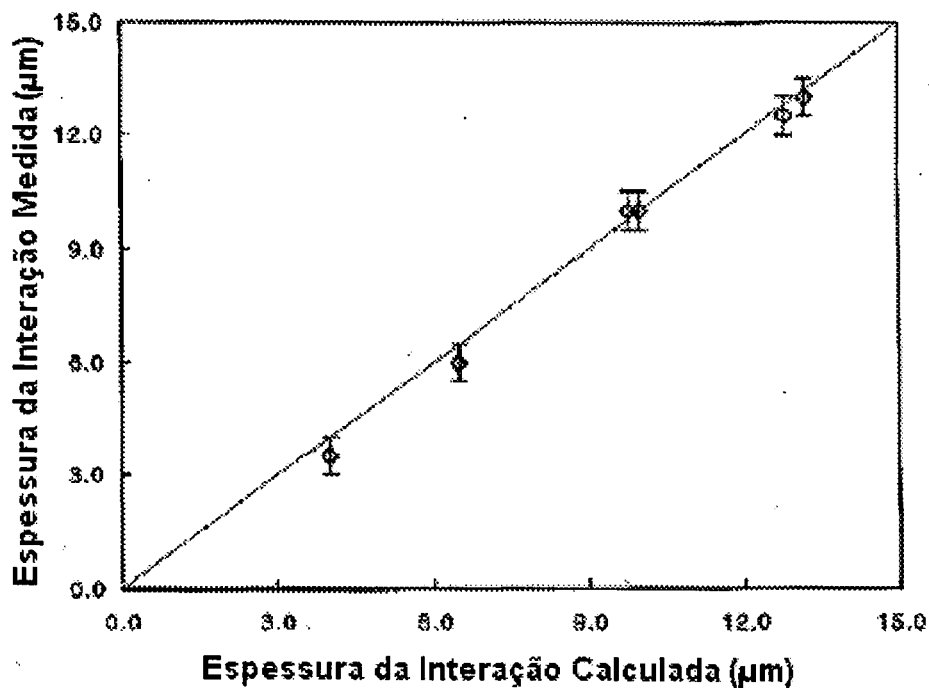


FIGURA 6 - Espessura da interação matriz-combustível (experimental x teórica).

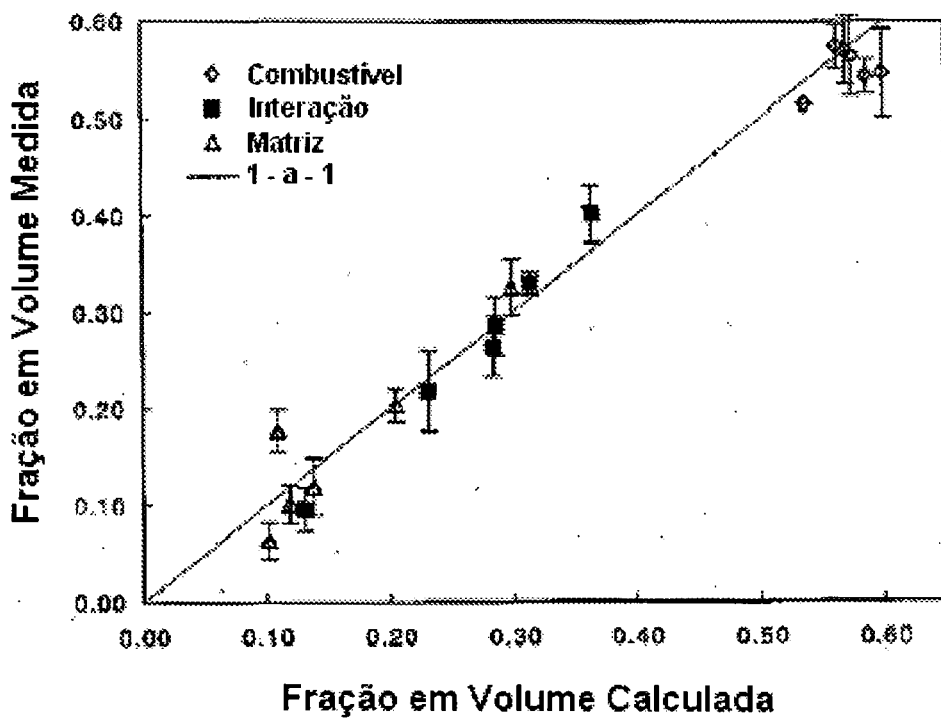


FIGURA 7 - Fração em volume dos constituintes do cerne combustível (experimental x teórica).

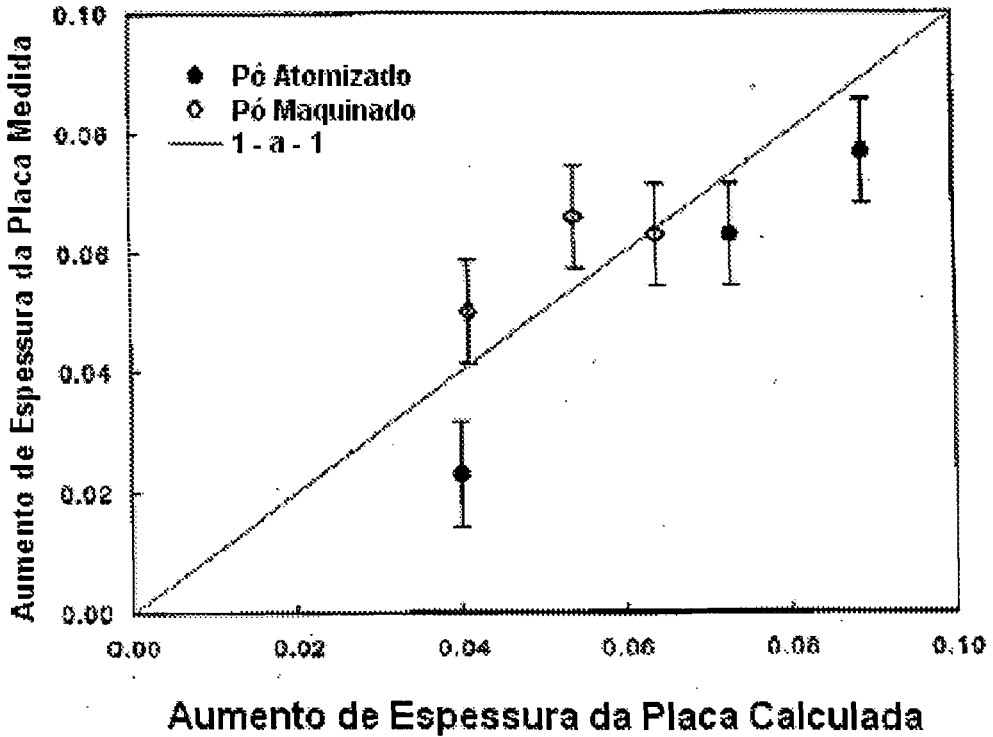


FIGURA 8 - Aumento da espessura da placa combustível (experimental x teórica).

Os seguintes resultados deste programa são sumarizados abaixo:

- 1) As dispersões U-10Mo apresentam comportamento muito estável, indicando a manutenção da fase metaestável cúbica γ -U;
- 2) As partículas atomizadas U-10Mo têm uma distribuição de tamanhos de bolhas de gases de fissão mais uniforme, mais fina e de mais baixa densidade em comparação com as partículas combustíveis obtidas por trituração;
- 3) As partículas combustíveis atomizadas U-10Mo demonstram a 70% de queima zonas livres de bolhas de gás, ao contrário das seções transversais do combustível triturado que contêm muito poucas zonas livres de bolhas de gás;
- 4) Supõe-se que as possíveis razões para as diferenças no comportamento sob irradiação entre os pós atomizados e os pós triturados são:
 - a) As partículas atomizadas não sofrem os danos de deformação severos com altas densidades de discordâncias formadas durante o processo de tritamento do pó;

- b) O refinamento do grão e a formação de bolhas de gás ocorrem nas partículas trituradas em queimas mais baixas do que nas partículas atomizadas;
- c) As partículas atomizadas contêm frações de 2 fases γ como resultado da segregação (“*coring*”).

Adicionalmente, outro trabalho desenvolvido na Coréia do Sul /30/ para o cálculo da condutividade térmica dos combustíveis a dispersão de U-Mo mostra uma grande concordância entre os valores de condutividade por eles calculados e os valores utilizados no programa *PLATE*. Os valores das condutividades térmicas para o U-Mo no estudo coreano foram obtidos entre a temperatura ambiente e 500 °C, à partir de medidas de difusividade térmica, capacidade de calor específico e das densidades do cerne do combustível a dispersão, segundo a equação abaixo:

$$\lambda = \rho \cdot \alpha \cdot c_p \quad (\text{eq. 7})$$

onde, no contexto deste trabalho, λ é a condutividade térmica do cerne combustível das dispersões U-Mo-Al, ρ é a densidade volumétrica, α a difusividade térmica e c_p a capacidade de calor específico.

Os valores de condutividades térmicas calculadas para as dispersões de U-Mo-Al decrescem com o aumento da fração em volume das partículas de U-Mo.

Apesar de que muitos fenômenos do comportamento sob irradiação do combustível U-Mo-Al são tratados empiricamente no programa computacional *PLATE*, o coração do cálculo é baseado em uma avaliação da condutividade térmica que é obtida de um modelo analítico. A boa concordância dos cálculos do programa com parâmetros fundamentais medidos durante as análises pós-irradiação das placas de U-Mo-Al nos testes dos experimentos RERTR-3 e RERTR-4 fornece a confiabilidade necessária aos valores de temperatura calculados com o *PLATE*.

Da revisão bibliográfica conduzida acima, nota-se que a dispersão U-10Mo tem sido a mais estudada e tem apresentado em todos os testes realizados

excelente comportamento sob irradiação até altas queimas do combustível (80%) e com diferentes densidades de urânio (de 3 a 9 gU/cm^3). Em vista disto, optou-se por estudar nesta dissertação um núcleo para o reator IEA-R1 utilizando combustíveis do tipo U-10Mo, mas mantendo as mesmas dimensões geométricas dos combustíveis de U_3Si_2-Al , utilizados hoje no reator. Assim, várias configurações de núcleos foram propostas com o combustível U-10Mo, variando a sua densidade entre 3 e 8 gU/cm^3 . O valor de 8 gU/cm^3 foi escolhido, pois apresenta um valor próximo dos 50% em volume da fase dispersa no combustível, valor este considerado normalmente como limitante para combustíveis a dispersão. O valor de 3 gU/cm^3 foi escolhido como valor mínimo, pois é a densidade máxima qualificada para o combustível U_3Si_2-Al fabricado no IPEN. Densidades inferiores a esta não seriam de interesse.

Para os núcleos analisados, foram desenvolvidos cálculos neutrônicos e termo-hidráulicos, utilizando programas computacionais de análise neutrônica e termo-hidráulica.

O núcleo de um reator de pesquisa tipo piscina, como o reator IEA-R1, tem a forma de um paralelepípedo. Ele é formado por elementos combustíveis padrão, elementos de controle, elementos para irradiação de amostras (irradiadores) e refletores. O elemento combustível padrão possui 18 placas combustíveis e o elemento de controle apenas 12 placas combustíveis. Neste elemento, as posições vazias são utilizadas para movimentar e alojar as lâminas do elemento absorvedor de nêutrons. Todos os elementos são encaixados verticalmente em furos de uma placa matriz (FIG. 9) e colocados dentro de uma piscina de água desmineralizada. A refrigeração do núcleo é feita através da circulação forçada de água que se dá no sentido descendente, promovida pela bomba principal. Esta água, após passar pelo núcleo, é resfriada num trocador de calor e re-injetada na parte superior da piscina.

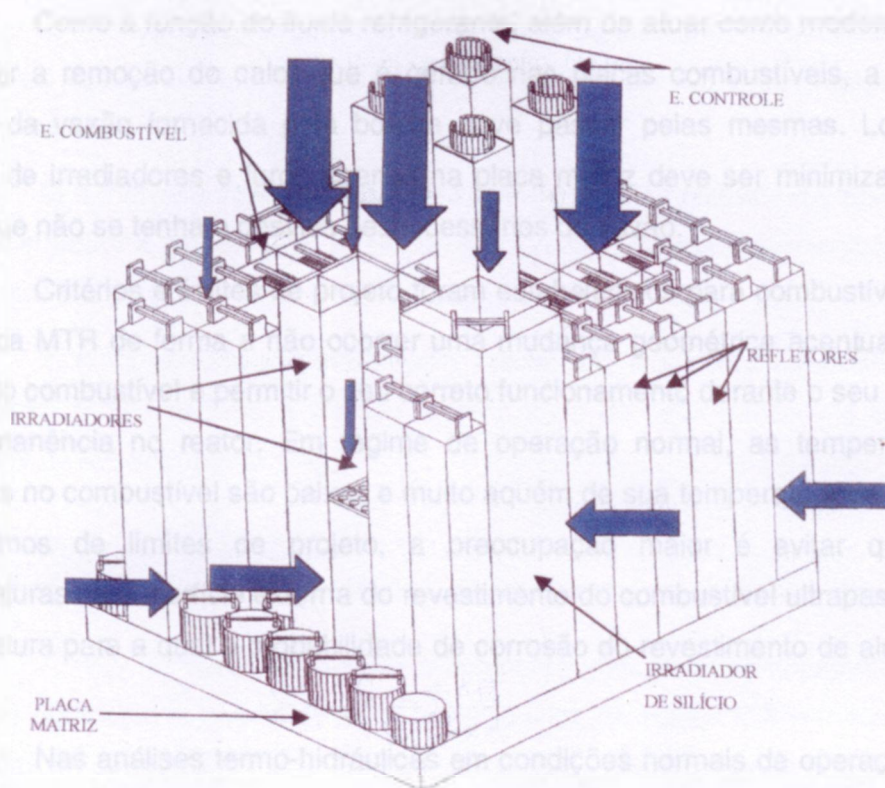


FIGURA 9 - Representação esquemática do núcleo do reator IEA-R1 /4/.

A vazão fornecida pela bomba é dividida nos diversos elementos combustíveis e de controle, nos irradiadores que permitem a passagem de água, nos furos secundários não tamponados da placa matriz, nos canais entre elementos combustíveis e nos canais entre refletores e irradiadores, reunificando-se na região do coletor.

O escoamento pelos canais internos dos elementos combustíveis e de controle promove o resfriamento das placas combustíveis internas; o escoamento nos canais entre elementos promove o resfriamento das faces externas das placas combustíveis laterais; o escoamento pelos canais entre refletores e irradiadores tem por finalidade principal permitir que não haja estagnação do fluido refrigerante e o escoamento pelos furos principais e secundários não tamponados não têm finalidade alguma e podem se não forem tamponados, desviar parte da vazão que deveria estar passando pelos canais ou irradiadores onde há geração de calor.

Como a função do fluido refrigerante, além de atuar como moderador é promover a remoção do calor que é gerado nas placas combustíveis, a maior parcela da vazão fornecida pela bomba deve passar pelas mesmas. Logo, o número de irradiadores e furos abertos na placa matriz deve ser minimizado de forma que não se tenham desvios desnecessários de vazão.

Critérios e limites de projeto foram estabelecidos para combustíveis do tipo placa MTR de forma a não ocorrer uma mudança geométrica acentuada do elemento combustível e permitir o seu correto funcionamento durante o seu tempo de permanência no reator. Em regime de operação normal, as temperaturas atingidas no combustível são baixas e muito aquém de sua temperatura de fusão. Em termos de limites de projeto, a preocupação maior é evitar que as temperaturas na superfície externa do revestimento do combustível ultrapassem a temperatura para a qual a probabilidade de corrosão do revestimento de alumínio é alta.

Nas análises termo-hidráulicas em condições normais de operação, os seguintes parâmetros são analisados e posteriormente comparados com os limites e critérios de projeto estabelecidos: a) a velocidade crítica de escoamento do fluido refrigerante; b) o fluxo de calor para o qual se tem o início da ebulição nucleada ("Onset of Nucleate Boiling"- ONB); c) as condições para instabilidade no escoamento do fluido refrigerante; e d) o fluxo crítico de calor nos diferentes elementos que compõem o núcleo do reator. A metodologia para o cálculo destes parâmetros está descrita no documento TECDOC-233 da Agência Internacional de Energia Atômica (IAEA) /31/.

Com base nas premissas acima, os seguintes critérios e limites de projeto são considerados para elementos combustíveis tipo placa MTR:

1) A temperatura na superfície externa do revestimento não deve ultrapassar a temperatura para a qual a probabilidade de corrosão do revestimento é alta. Para alumínio de alta pureza, este limite é de aproximadamente 100 °C /31/;

2) A velocidade do refrigerante deve ser menor do que 2/3 do valor da velocidade crítica;

3) A margem de segurança para o início da ebulição nucleada deve ser superior a 1,3, ou seja, a temperatura de “ONB” deve ser 1,3 vezes maior que a temperatura do fluido refrigerante;

4) a margem de segurança para o início da instabilidade de fluxo (FIR) deve ser superior a 2,0, ou seja, a relação entre o fluxo de calor para instabilidade de fluxo e o fluxo de calor local deve ser superior a 2,0;

5) a margem de segurança para o fluxo de calor crítico (MDNBR) deve ser superior a 2,0, ou seja, a relação entre o fluxo de calor crítico e o fluxo de calor local deve ser superior a 2,0.

2.1 Equações para o cálculo térmico do elemento combustível tipo placa MTR.

A FIG. 10 representa esquematicamente uma placa combustível de um elemento combustível tipo MTR como os utilizados no reator IEA-R1. Nesta, as dimensões na direção y e z são grandes comparadas com aquela na direção x e o fluxo de calor pode ser considerado unidimensional (direção x, somente). O estudo abrange apenas condições de operação estacionárias do reator, de maneira que as temperaturas são independentes do tempo. Como a intensidade da fonte de calor volumétrica q''' (W/cm^3) é constante, através de uma seção transversal elementar, o calor é conduzido igualmente nas direções +x e -x, e no plano médio $x = 0$ ocorre a maior temperatura. Por simplificação, o fluxo de calor será tratado em uma única metade do elemento na direção +x.

Da equação da condução de calor,

$$K(T) \frac{d^2T}{dx^2} + q''' = 0. \quad (\text{eq.8})$$

Para $K(T)$ igual a uma constante K_f , onde K_f é a condutividade térmica do cerne da placa combustível e q''' é a intensidade da fonte térmica volumétrica na placa combustível,

$$\frac{d^2T}{dx^2} + (q'''/K_f) = 0 \quad (\text{eq.9})$$

Integrando,

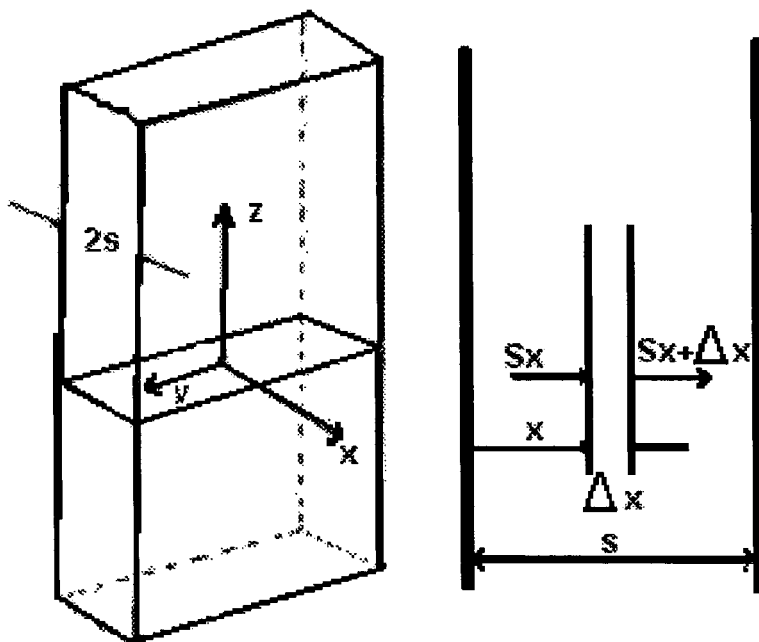


FIGURA 10 - Representação esquemática de uma placa combustível do elemento combustível do tipo MTR do Reator IEA-R1.

$$dT/dx = -(q'''/K_f) x + C_1 \quad (\text{eq.10})$$

$$T = -(q'''/2K_f) x^2 + C_1 x + C_2 \quad (\text{eq.11})$$

Devido a simetria no plano médio e sendo o fluxo de calor igual e oposto neste ponto, não havendo fluxo líquido de calor, a temperatura T_c no ponto médio é máxima na seção. As condições de contorno são:

$$dT/dx = 0 \text{ em } x = 0 \quad (\text{eq. 12})$$

$$T = T_c \text{ em } x = 0 \quad (\text{eq. 13})$$

onde T_c é a temperatura no centro da placa combustível ($^{\circ}\text{C}$).

Substituindo (12) e (13) em (10) e (11) resulta:

$$C_1 = 0 \text{ e } C_2 = T_c$$

Dessa forma,

$$dT/dx = -(q'''/K_f) x \quad (\text{eq.14})$$

$$T = T_c - (q'''/2K_f) x^2 \quad (\text{eq.15})$$

A temperatura na superfície do cerne (T_s) pode ser obtida substituindo $x = s$, que é a metade da espessura da placa na direção x .

$$T_s = T_c - (q'''/2K_f) s^2 \quad (\text{eq. 16})$$

O calor conduzido para fora da superfície ($x = s$) é igual ao calor gerado na metade do elemento e dado por:

$$q_s = q''' \cdot A \cdot s \quad (\text{eq.17})$$

onde ($A \cdot s$) é o volume da metade do cerne.

Outra expressão de q_s em termos das temperaturas do centro e externa do cerne combustível pode ser obtida combinando as equações (16) e (17), que rearranjadas fornecem:

$$q_s = 2 K_f A (T_c - T_s)/s \quad (\text{eq.18})$$

A energia total gerada nas duas metades do elemento (q_{2s}) é duas vezes maior que aquela dada pela Eq. 17. Se A é reproduzido pela área total do elemento combustível A_s (área ativa) onde $A_s = 2 A$,

$$q_{2s} = 2 K_f A_s (T_c - T_s)/s \quad (\text{eq.19})$$

Desde que não há calor gerado no revestimento, a quantidade de calor deixando a superfície do combustível é a mesma deixando a superfície do revestimento (FIG. 11). Nesse caso, tem-se:

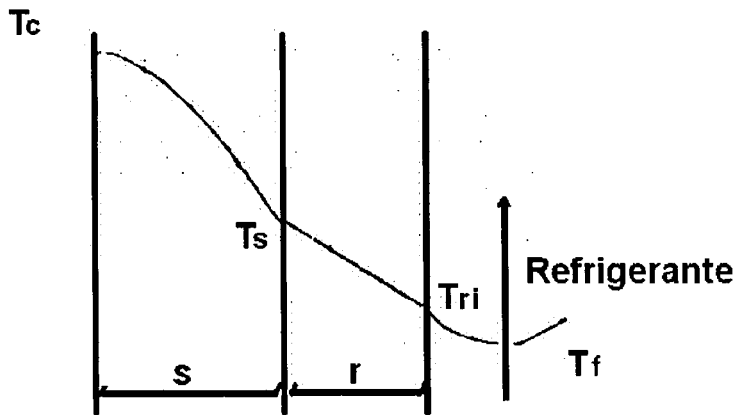


FIGURA 11 - Perfil da temperatura num elemento combustível tipo placa com refrigerante.

2.1.1 Equação de Fourier

A equação de Fourier que define a relação entre o fluxo de calor e o gradiente de temperatura para condução de calor unidimensional é dada por:

$$q = - K A (dT/dx) \quad (\text{eq.20})$$

onde q é a taxa de transferência de calor ($J/s = W$), A a área de transferência de calor na placa combustível (cm^2), dT/dx o gradiente de temperatura no ponto considerado ($^{\circ}C/cm$) e K a condutividade térmica do material ($W/cm^{\circ}C$). O sinal negativo indica que o calor é transferido na direção de temperaturas decrescentes.

A equação (20) pode ser rescrita da seguinte maneira:

$$(q/A) = q'' = - K (dT/dx) \quad (\text{eq.21})$$

Onde q'' é o fluxo de calor (W/cm^2). Da mesma formulação, pode-se escrever que

$$q'' = H \cdot \Delta T \quad (\text{eq.22})$$

Onde,

H = coeficiente de transferência de calor ($W/cm^2 \cdot ^\circ C$).

2.1.2 Resistência térmica na interface núcleo-revestimento

A queda de temperatura na interface núcleo-revestimento é dada por

$$\Delta T = q_s / A H_i \quad (\text{eq.23})$$

Onde, H_i é o coeficiente de transferência de calor na interface U-Mo e alumínio e normalmente é determinado experimentalmente.

$$T_s - T_{ri} = q_s / A H_i \quad (\text{eq.24})$$

Onde T_{ri} é a temperatura na parede interna do revestimento.

2.1.3 Queda de temperatura no revestimento

Para $q''' = 0$, a equação 8 torna-se:

$$d^2T/dx^2 = 0 \quad (\text{eq.25})$$

$$dT/dx = C_1 \quad (\text{eq.26})$$

$$T = C_1 x + C_2 \quad (\text{eq.27})$$

Com as condições de contorno abaixo,

$$q_s = -K_c A dT/dx \quad (\text{Equação de Fourier}) \quad (\text{eq.28})$$

e

$$T = T_{ri} \text{ em } x = s_1 \text{ (s + interface carne-revestimento)} \quad (\text{eq.29})$$

Das condições de contorno,

$$q_s = -K_c A C_1 \quad (\text{eq.30})$$

e

$$C_1 = -(q_s/K_c A) \quad (\text{eq.31})$$

$$T_{ri} = C_1 s_1 + C_2 \quad (\text{eq.32})$$

$$T_{ri} = -(q_s/K_c A) s_1 + C_2 \quad (\text{eq.33})$$

$$C_2 = T_{ri} + (q_s/K_c A) s_1 \quad (\text{eq.34})$$

De (27) e (34):

$$T = T_{ri} + (q_s s_1/K_c A) - (q_s/K_c A) x \quad (\text{eq.35})$$

$$T = T_{ri} + (q_s/K_c A) (s_1 - x) \quad (\text{eq.36})$$

Na superfície externa do revestimento,

$T = T_{re}$ para $x = s_1 + r$ (espessura do revestimento);

$$T_{re} = T_{ri} - (q_s/K_c A) r \quad (\text{eq.37})$$

$$T_{ri} = T_{re} + (q_s/K_c A) r \quad (\text{eq.38})$$

$$q_s = K_c A (T_{ri} - T_{re})/r \quad (\text{eq.39})$$

2.1.4 Queda de temperatura na camada de óxido do revestimento

$$\Delta T_{\text{óxido}} = q_s \delta_{\text{óxido}}/A K_{\text{óxido}} \quad (\text{eq.40})$$

Onde,

$\delta_{\text{óxido}}$ = espessura da camada de óxido no revestimento (cm);

$K_{\text{óxido}}$ = condutividade térmica do óxido ($\text{W/cm}^\circ\text{C}$).

$$T_{\text{re}} - T_{\text{ro}} = q_s \delta_{\text{óxido}} / A K_{\text{óxido}} \quad (\text{eq.41})$$

Onde,

T_{ro} = temperatura na superfície externa do óxido ($^\circ\text{C}$).

2.1.5 Calor transferido do combustível para o refrigerante

A equação geral para transferência de calor por convecção entre uma superfície e um fluido que escoar ao longo desta superfície é dada pela equação de Newton do resfriamento:

$$q = h \cdot A \cdot \Delta T \quad (\text{eq.42})$$

Ou ainda,

$$q'' = h \cdot \Delta T \quad (\text{eq.43})$$

onde q é a energia transferida para o fluido por unidade de tempo ($\text{J/s} = \text{W}$), ΔT é a diferença entre a temperatura da superfície e a temperatura da massa de fluido que escoar ao longo da superfície ($^\circ\text{C}$), h é o coeficiente de transferência de calor ($\text{W/cm}^2\text{ }^\circ\text{C}$), A é a área da superfície em contato com o fluido (cm^2) e q'' é a energia transferida para o fluido por unidade de tempo e por unidade de área ($\text{J/s.cm}^2 = \text{W/cm}^2$).

Um balanço de energia para o refrigerante que escoar passando por uma seção do combustível de comprimento dz em z é dado por:

$$Q \cdot c_p \cdot dT_F = q''' A_T dz \quad (\text{eq.44})$$

onde, Q é a vazão mássica do refrigerante que escoar passando pela seção mencionada (g/s), c_p é o calor específico do refrigerante ($\text{J/g.}^\circ\text{C}$), dT_F é o aumento de temperatura do refrigerante no comprimento dz ($^\circ\text{C}$), A_T é a área transversal do elemento combustível (cm^2) e q''' a intensidade da fonte térmica volumétrica.

2.1.5.1 Transferência de calor por convecção forçada

A equação 44 expressa a transferência de calor por convecção da superfície externa do revestimento para o refrigerante. O principal problema que surge ao utilizá-la consiste em determinar o coeficiente de transferência de calor 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 em um reator nuclear ocorre por meio da convecção forçada uma vez que o fluido é bombeado através do núcleo do reator. Os grupos adimensionais geralmente usados em equações que descrevem a convecção forçada são:

$$\text{O número de Reynolds} - Re = \rho \cdot \dot{v} \cdot D_h / \mu \quad (\text{eq.45})$$

$$\text{O número de Prandtl} - Pr = c_p \cdot \mu / K_{\text{fluido}} \quad (\text{eq.46})$$

$$\text{O número de Nusselt} - Nu = h \cdot D_h / K_{\text{fluido}} \quad (\text{eq.47})$$

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 conceitua uma medida da razão entre a inércia e as forças viscosas 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. 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.

Para a placa combustível e de acordo com a equação 42, o calor transferido entre o refrigerante e a superfície do revestimento é dado por:

$$q_s = h A (T_{ro} - T_F) \quad (\text{eq.48})$$

Onde, h é o coeficiente de transferência de calor por convecção ($W/cm^2 \cdot ^\circ C$) e T_F é a temperatura do refrigerante. Para reatores MTR, a correlação de Dittus-Boelter é utilizada, fornecendo:

$$h = (Nu K_{\text{fluido}} / D_h) 0,023 (K_{\text{fluido}} / D_h) Re^{0,8} Pr^{0,4} \quad (\text{eq.49})$$

2.1.6 Distribuição axial de temperatura no refrigerante

Considerando o balanço de calor para uma seção diferencial da placa combustível de altura dz (FIG. 12), o ganho de calor sensível pelo refrigerante em z (assumindo que não há mudança de fase) é equivalente ao calor gerado no elemento combustível diferencial (equação 44). Então,

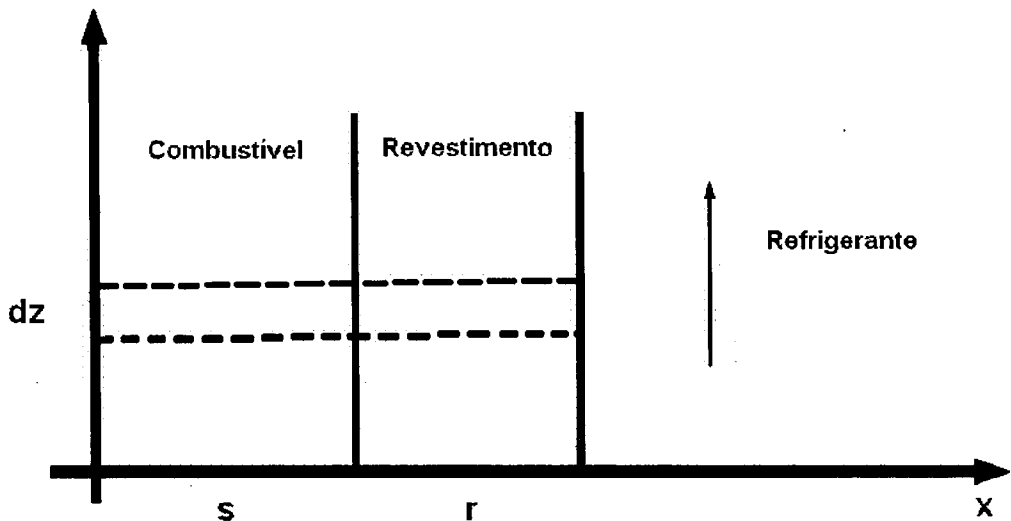


FIGURA 12 - Seção diferencial da placa combustível (dz).

$$Q C_p dT_F = q''' A_T dz \quad (\text{eq.50})$$

$$dT_F = q''' A_T dz / Q C_p \quad (\text{eq.51})$$

$$\int_{T_{in}}^{T_F} dT_F = \int_0^z (A_T / Q C_p) q'''(z) dz \quad (\text{eq.52})$$

$$T_F = T_{in} + (A_T / Q C_p) \int_0^z q'''_{\text{máx}} \text{sen}(\pi z / L) dz \quad (\text{eq.53})$$

$$T_F = T_{in} + (A_T / Q C_p) (L / \pi) q'''_{\text{máx}} (1 - \text{COS } \pi z / L) \quad (\text{eq.54})$$

Onde,

T_{in} = temperatura de entrada do refrigerante;

L = altura ativa da placa combustível.

2.1.7 Vazão através do elemento combustível

$$W_L = N_f v L_c t_w \quad (\text{eq. 55})$$

Onde,

W_L = vazão no elemento combustível (cm^3/s);

v : velocidade do refrigerante no canal de refrigeração (cm/s)

N_f = número de placas combustíveis por elemento combustível.

L_c = Largura do canal de refrigeração (cm).

t_w = espessura do canal de refrigeração (cm).

Ou,

$$W_L = W / N_c \quad (\text{eq.56})$$

Onde,

W = Vazão no núcleo (m^3/h);

N_c = Número de elementos combustíveis no reator.

2.2 Equações para a análise hidráulica de elementos combustíveis tipo placa MTR

O projeto de um elemento combustível tipo placa requer informações termo-hidráulicas básicas tais como: a velocidade crítica do refrigerante, o fluxo de calor para o qual se tem o início da ebulição nucleada, as condições para instabilidade no escoamento do fluido refrigerante e o fluxo de calor crítico.

A velocidade crítica do refrigerante é definida como aquela que torna o gradiente de pressão na placa combustível da ordem de sua carga crítica de flambagem. A esta velocidade, as placas tornam-se instáveis e grandes deflexões podem ocorrer. Estas deflexões causam um sobreaquecimento das placas combustíveis, com possível bloqueio do fluido refrigerante. Um critério de projeto estabelecido é manter a velocidade do fluido refrigerante abaixo de 2/3 da velocidade crítica.

Devido às tolerâncias existentes na fabricação não vai existir um perfeito paralelismo entre as placas. Haverá alguns canais que estarão mais fechados que outros. Ocorrerão neste estreitamento de canal um aumento de velocidade do fluido e uma conseqüente diminuição da pressão estática do fluido. Por outro lado, no ponto contrário ao estreitamento da seção, há uma diminuição de velocidade e um aumento da pressão estática. O diferencial de pressão é proporcional ao quadrado da velocidade.

A velocidade do refrigerante que torna o gradiente de pressão da ordem da carga crítica de flambagem da placa é chamada de velocidade crítica. Embora o efeito de estrangulamento do canal possa ser localizado, o efeito da resistência da placa depende de sua geometria e condições de apoio.

Da fórmula de *Miller /32/* para bordos engastados,

$$v_{crit} = \{[15 \times 10^5 E (t_p^3 - t_m^3) t_w] / [\rho L_c^4 (1 - \nu^2)]\}^{1/2} \quad (eq.57)$$

Onde,

E = módulo de elasticidade de Young (*bar*);

t_p = espessura da placa combustível (*cm*);

t_m = espessura do cerne combustível (*cm*);

t_w = espessura do canal de refrigeração (cm);

ρ = densidade da água (Kg/m^3);

L_c = largura do canal de refrigeração (cm);

ν = razão de Poisson (adimensional).

A deflexão da placa em função da velocidade é dada por:

$$\delta = \delta_0 [1 - (\nu/\nu_{crit})^2] \quad (\text{eq.58})$$

Onde, δ_0 é a deflexão de fabricação e ν a velocidade do refrigerante no canal.

O fluxo de calor para o qual se tem o início da ebulição nucleada (“*Onset of Nucleate Boiling*”-ONB) não é um critério limitante no projeto de um elemento combustível. Entretanto, ele é um regime de transferência de calor que deve ser identificado por considerações hidráulicas e de transferência de calor, isto é, escoamento bifásico versus escoamento monofásico.

Sob condição de ONB, a temperatura na superfície do revestimento na qual ocorre ebulição nucleada para uma dada pressão local do refrigerante e fluxo de calor superficial pode ser expressa pela correlação de Bergles e Rohsenow /33/:

$$T_{re} = T_{sat} + (5/9) (9,23 q''/P^{1,156})^{(P^{0,0234}/2,16)} \quad (\text{eq.59})$$

Onde,

q'' = fluxo de calor local (W/cm^2);

P = pressão na saída do canal (bar_{abs});

T_{sat} = temperatura de saturação da água na pressão P ($^{\circ}C$);

T_{re} = temperatura da superfície do revestimento ($^{\circ}C$);

A temperatura na superfície do revestimento pode ser calculada da temperatura do refrigerante e do fluxo de calor através de:

$$T_{re} = T_{in} + (20 L_a \int_0^z (q'' dz / (L_c G t_w c_p) + (q''/h) \quad (\text{eq.60})$$

O segundo termo do lado direito da equação 60 é a subida de temperatura da entrada do canal até a localização axial z . O terceiro termo é a diferença de temperatura entre a superfície do revestimento e o refrigerante.

Combinando as equações 59 e 60, é obtida uma expressão que relaciona o fluxo de calor, a espessura do canal refrigerante e a velocidade do refrigerante. Esta relação permite calcular o fluxo máximo de calor superficial sem ebulição local para uma dada espessura do canal e condições de fluxo. Por simplicidade, o fluxo de calor para ONB pode ser calculado conservativamente usando a pior combinação de parâmetros, isto é, fluxo de calor máximo na saída do canal, pressão mais baixa, temperatura de saturação e a mais alta subida de temperatura do refrigerante. Com estas hipóteses, a expressão resultante para as equações 59 e 60 torna-se:

$$T_{sat} + (5/9)(9,23 f_a f_r q''_a / P^{1,156})^{(P^{0,0234}/2,16)} = T_{in} + (20 f_r q''_a L H / (G t_w c_p L_c) + (f_a f_r q''_a / h) \quad (\text{eq.61})$$

Onde,

f_a = razão entre o pico e a média do fluxo de calor axial (adimensional);

f_r = razão entre o pico e a média de potência radial (adimensional);

q''_a = fluxo de calor axial médio ao longo da placa (W/cm^2);

T_{in} = temperatura de entrada do refrigerante ($^{\circ}C$);

L = altura ativa da placa combustível para transferência de calor (cm);

H = largura ativa da placa combustível para transferência de calor (cm);

G = fluxo de massa (vazão) = ρv (g/cm^2s);

c_p = calor específico da água ($J/g^{\circ}C$);

v = velocidade da água no canal (cm/s).

O coeficiente de transferência de calor (h) depende da vazão (G) através do canal e do diâmetro hidráulico (D_h). Ele é derivado da correlação de Boelter,

$$h = 0,023 (K_{\text{fluido}}/100D_h) Re^{0,8} Pr^{0,4} \quad (\text{eq.49})$$

$$Re = (G D_h/100\mu) \quad (\text{número de Reynolds}) \quad (\text{eq.45})$$

$$Pr = (\mu c_p/ K_{\text{fluido}}) \times 10^3 \quad (\text{número de Prandtl}) \quad (\text{eq.46})$$

Onde,

μ = viscosidade de água (*Pascal-sec*);

K_{fluido} = condutividade da água (*W/cm°C*);

Instabilidades no escoamento do fluido refrigerante são indesejáveis em canais aquecidos porque oscilações no escoamento do fluido afetam as características de transferência de calor local e podem induzir a um prematuro fluxo de calor crítico (*"burnout"*). Para sistemas de baixa pressão com ebulição subresfriada, instabilidades no escoamento do fluido levando ao fluxo de calor crítico foram observadas. O fluxo de calor crítico que ocorre sob condições de escoamento instável está bem abaixo do fluxo de calor crítico para o mesmo canal sob condição de escoamento estável. Nos projetos de elementos combustíveis tipo placa, o fluxo de calor que leva a instabilidade no escoamento do fluido refrigerante pode ser mais limitante do que o fluxo de calor crítico estável.

A temperatura da água na parede da placa deve ser menor que a temperatura de ebulição, mas podem existir bolhas de ar nas paredes e isto aumenta a temperatura e se desprendem bolhas para o canal aumentando o ΔP . Isso faz diminuir a vazão de água no canal. O fenômeno é chamado de instabilidade de fluxo.

O critério imposto é da seguinte forma:

$$\eta = (T_{\text{sat}}(z) - T_c(z)) v(z) / q''(z) > \eta_{\text{crit}} \quad (\text{eq.62})$$

Onde,

$T_{\text{sat}}(z)$ = temperatura de saturação da água na cota z ($^{\circ}\text{C}$);

$T_c(z)$ = temperatura média do refrigerante na cota z ($^{\circ}\text{C}$);

$q''(z)$ = fluxo de calor (W/cm^2);

$v(z)$ = velocidade do fluido (cm/s);

η_{crit} = determinado experimentalmente.

O fluxo de calor médio para partida da instabilidade no escoamento do fluido pode ser expresso em termos da velocidade, geometria do canal e propriedades do fluido por:

$$q''_{\text{cmédio}} = (R \rho c_p u D_h / 4 C_c) (T_{\text{sat}} - T_{\text{in}}) \quad (\text{eq.63})$$

com

$$R = 1 / [1 + \eta(D_h / C_c)] \quad (\text{eq.64})$$

Onde,

ρ = densidade da água (g/cm^3)

c_p = calor específico da água ($\text{J}/\text{g}^{\circ}\text{C}$)

v = velocidade da água no canal (cm/s)

D_h = diâmetro hidráulico (cm)

C_c = comprimento da placa combustível (cm)

O fluxo de calor de pico pode ser obtido multiplicando-se $q''_{\text{cmédio}}$ pelo fator média-pico axial f_a .

Dados aceitáveis sobre o fluxo de calor crítico (“burnout”) são necessários desde que DNB é um critério limitante no projeto do reator. Duas correlações podem ser usadas para determinação do fluxo de calor crítico:

- 1) Correlação de Labuntsov /34/;

2) Correlação de *Mirshak* /35/.

A correlação de *Labuntsov* é dada por:

$$q''_c = 145,4 \theta(P) \{1 + 2,5 v^2/\theta(P)\}^{1/4} \{1 + 15,1 c_p \Delta T_{\text{sub}}/\lambda P^{1/2}\} \quad (\text{eq.65})$$

$$\theta(P) = 0,99531 P^{1/3} (1 - P/P_c)^{4/3} \quad (\text{eq.66})$$

$$\Delta T_{\text{sub}} = T_{\text{sat}} - T_{\text{in}} - \Delta T_c \quad (\text{eq.67})$$

Onde,

P_c = pressão crítica do refrigerante (*bar abs*);

λ = calor de vaporização (J/g);

A correlação de *Mirshak* é dada por:

$$q''_c = 151,0 (1 + 0,1198 u) (1 + 0,00914 \Delta T_{\text{sub}}) (1 + 0,19P) \quad (\text{eq.68})$$

Nas duas correlações, o fluxo crítico de calor depende do sub-resfriamento da água. De um balanço de energia para canais retangulares, o sub-resfriamento da água pode ser expresso em função do fluxo de calor no canal, da geometria do canal, da velocidade do refrigerante e das propriedades do refrigerante.

$$\Delta T_{\text{sub}} = T_{\text{sat}} - T_{\text{in}} - \Delta T_c \quad (\text{eq.69})$$

$$= T_{\text{sat}} - T_{\text{in}} - (20 L H q''_c / \rho c_p t_w L_c f_a v) \quad (\text{eq.70})$$

Substituindo a expressão acima nas correlações de *Labuntsov* e *Mirshak*, o fluxo de calor crítico pode ser obtido em função da velocidade do refrigerante para uma dada temperatura de entrada da água, pressão do sistema e propriedades do refrigerante.

Nos últimos anos, vários programas computacionais, como o COBRA3C-RERTR /36/ e o PARET /37/, foram desenvolvidos para a análise termo-hidráulica de núcleos de reatores de pesquisa. Nestes programas, a vazão de resfriamento em cada canal do elemento combustível para a condição nominal de operação é um valor fixo, que segundo o TECDOC-233 /31/ pode ser obtido de maneira aproximada dividindo-se a vazão total da bomba pelo número total de placas combustíveis no núcleo do reator (vide equação 55). Esta recomendação pressupõe que a vazão fornecida pela bomba se divida igualmente nos canais dos elementos combustíveis, não havendo escoamento pelos canais entre elementos combustíveis, pelos irradiadores, pelos canais entre refletores e canais entre irradiadores. Esta hipótese é razoável para núcleos que operam a baixa potência e não possuam irradiadores ou, então, que possuam irradiadores que permitam a passagem de uma quantidade muito pequena de água. Para os núcleos analisados nesta dissertação, a hipótese do TECDOC-233 foi utilizada para determinar a vazão de refrigerante nos canais entre as placas combustíveis dos núcleos analisados.

No ano de 2000, foi finalizado no IPEN com o pacote comercial “*Engineering Equation Solver*” (EES) /38/, um novo modelo termo-hidráulico (modelo MTCR-IEAR1), que possui uma interface gráfica muito prática, facilitando a interpretação dos resultados. Com este modelo computacional é possível realizar todas as análises térmicas e hidráulicas de núcleos de reatores de pesquisa com combustível tipo placa em regime estacionário com a mesma precisão e confiabilidade dos programas COBRA3C-RERTR e PARET /4/. A vantagem do modelo frente aos programas acima é que ele permite realizar a análise de canais com diferentes vazões, como é o caso dos canais formados entre elementos combustíveis, nos quais não se pode garantir a vazão. Em vista disso e por ele englobar todos os modelos descritos anteriormente para os cálculos térmico e hidráulico, ele foi utilizado nesta dissertação. As seguintes variáveis termo-hidráulicas são calculadas ao longo do canal: temperatura no cerne combustível, temperatura no revestimento, temperatura do fluido refrigerante, temperatura para a qual se tem o início da ebulição nucleada, fluxo de calor no qual se inicia a ebulição nucleada, fluxo de calor crítico (“*Departure of Nucleate Boiling*” - DNB), fluxo de calor no qual se inicia a instabilidade de fluxo e

as respectivas margens termo-hidráulicas. Além disso, o programa trata as incertezas envolvidas no cálculo termo-hidráulico, tais como as tolerâncias de fabricação do combustível, erros nos cálculos da distribuição da densidade de potência e da distribuição de vazão no núcleo, desvios do controle da potência do reator e na medida de vazão, e margens de segurança para os coeficientes de transferência de calor. Na referência 4, é descrito como os métodos de tratamento de incertezas convencional, estatístico e misto são tratados para as diversas variáveis de cálculo no programa. O método convencional é obtido fazendo-se o produto de todos os subfatores de incerteza utilizados no cálculo. Este método resulta em um fator de canal quente conservativo. O método estatístico pode ser utilizado quando a distribuição probabilística para cada um dos subfatores é conhecida, por exemplo, Distribuição Normal. Neste caso, a probabilidade de ocorrência da combinação de todos estes subfatores independentes pode ser melhor avaliada. Quando o erro das variáveis não é estatístico, mas sistemático, o método de combinação estatística não pode ser aplicado. Portanto, quando um erro para determinadas variáveis é estatístico e para outras não é, o método de combinação mista (convencional + misto) é utilizado.

A tabela 1 apresenta a contribuição de cada um dos subfatores de incerteza envolvidos. Estes subfatores são utilizados para calcular três tipos de fatores que são acoplados ao cálculo das variáveis termo-hidráulicas no programa MTRCR-IEA-R1: a) fator de canal quente para o aumento de temperatura do fluido refrigerante - F_b ; b) fator de canal quente para fluxo de calor - F_q ; e c) fator de transferência de calor - F_h e modificam as seguintes equações anteriores:

$$Q c_p dT_F = q''' A_T dz \quad (\text{eq.50})$$

que se torna:

$$Q c_p dT_F = F_b q''' A_T dz \quad (\text{eq.71})$$

Tabela 1- Comparação dos Métodos Convencional e Misto para
Cálculo dos Fatores de Canal Quente /4/

Variável		F_b	F_q	F_h
Medida de potência	5%	1,05	1,05	
Sobrepotência	10%	1,10	1,10	
Repartição de urânio	12%	1,12	1,12	
Teor de urânio	2%	1,02	1,02	
Espessura do cerne	10%	1,10	1,10	
Modelo neutrônico	10%	1,10	1,10	
Espessura do canal	10%	1,20		1,20
Vazão	5%	1,05		1,05
Cálculo do coeficiente de película	20%			1,20
FATORES TOTAIS				
		F_b	F_q	F_h
Método Convencional		1,844	1,596	1,386
Método Misto		1,673	1,370	1,277

$$q_s = F_q F_r F_a q_{méd} \quad (\text{eq. 72})$$

e

$$q_s = h A (T_{ro} - T_F) \quad (\text{eq.48})$$

que se torna:

$$F_h q_s = h A (T_{ro} - T_F) \quad (\text{eq.73})$$

Nota-se da Tabela 1 que a utilização do método de combinação misto fornece valores menores para os fatores de canal quente que o método de combinação convencional, e foi o utilizado neste trabalho.

3. DEFINIÇÃO DE UM NÚCLEO DE U-MO PARA O REATOR IEA-R1

3.1 Introdução

Na revisão bibliográfica do capítulo 2 foi visto que o combustível tipo dispersão de U-Mo-Al com baixo enriquecimento em U-235 está sendo testado em vários países, visando a sua utilização nos reatores de pesquisa de alta potência (e alto fluxo) em substituição aos combustíveis de mais baixas densidades. Também, encontram-se em andamento no IPEN estudos dos processos de fabricação de mini-placas de combustível do tipo dispersão de U-Mo-Al. Assim, optou-se por definir nesta dissertação alguns parâmetros que pudessem servir de base para a posterior fabricação de mini-placas combustíveis do tipo U-Mo-Al no IPEN e seus testes no Reator IEA-R1.

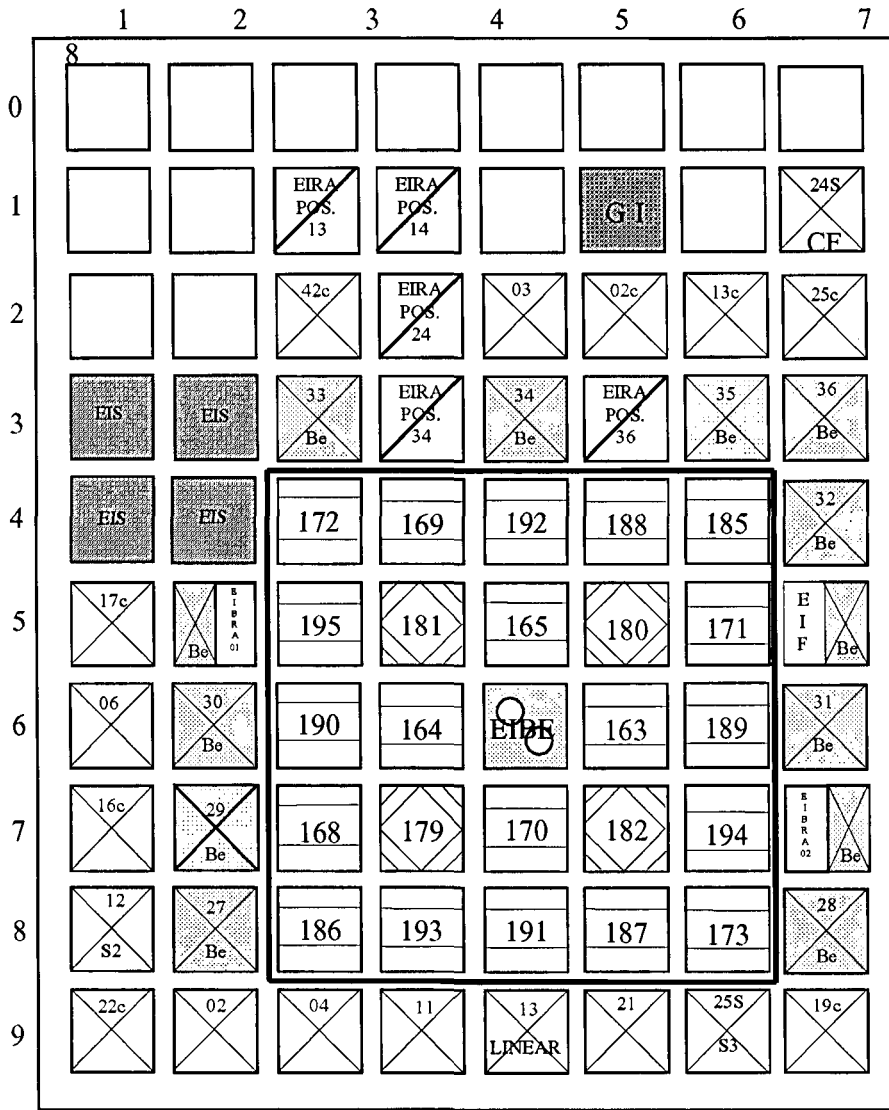
A mini-placa combustível a ser definida deve apresentar comportamento adequado sob irradiação até altas queimas e servir de base para a fabricação de elementos combustíveis do tipo U-Mo-Al que pudessem no futuro substituir os elementos combustíveis hoje utilizados no reator (U_3O_8 -Al e U_3Si_2 -Al com densidades, respectivamente, de $2,3 \text{ gU/cm}^3$ e $3,0 \text{ gU/cm}^3$).

Para a definição de um novo núcleo para o reator IEA-R1, foram desenvolvidos cálculos neutrônicos para o combustível U-10Mo-Al com densidades de urânio variáveis entre 3 e 8 gU/cm^3 . Como descrito no capítulo 2, estas densidades foram escolhidas porque o valor de 3 gU/cm^3 representa a maior densidade dos combustíveis hoje utilizados no Reator IEA-R1 e o valor de 8 gU/cm^3 o valor próximo do limite tecnológico da dispersão U-10Mo-Al (~50% em volume).

Atualmente, o núcleo do reator IEA-R1 apresenta a configuração número 218, apresentada na FIG.13, que contém 25 elementos combustíveis, sendo 20 elementos combustíveis padrão, 4 elementos de controle e 1 elemento irradiador de berílio (designado como EIBE).

O cálculo neutrônico foi efetuado com os programas "The HAMMER Code System Technion" /39/ e "CITATION - Nuclear Reactor Core Analysis Code" /3/. O programa HAMMER-TECHNION foi utilizado para a geração de seções de choque e o CITATION para os cálculos tridimensionais do núcleo e da queima de

CONFIGURAÇÃO 218



22/04/05

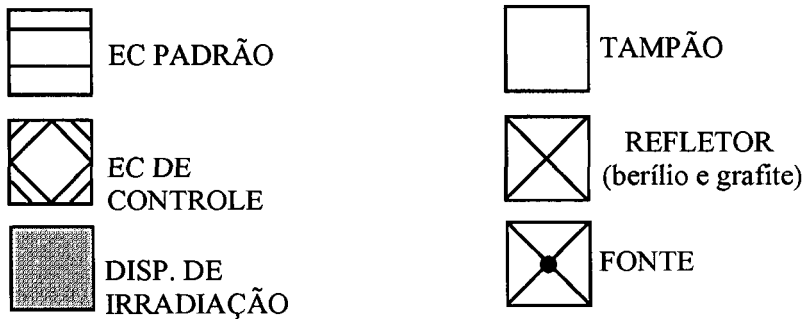


FIGURA 13 - Configuração típica do Núcleo do Reator IEA-R1 (configuração 218).

combustível. As curvas de densidades de potência radial e axial fornecidas pelo *CITATION* foram utilizadas como dados de entrada para as análises termo-hidráulicas dos núcleos analisados com o programa MTRCR-IEA-R1.

3.2. Cálculos neutrônicos e termo-hidráulicos dos núcleos propostos para o reator IEA-R1 com o combustível U-Mo-Al

A FIG. 14 apresenta esquematicamente as configurações propostas e calculadas para o núcleo do Reator IEA-R1, com densidades de urânio variando entre 3 e 8 gU/cm^3 . A simbologia utilizada para designar os elementos combustíveis, de controle e de irradiação é a mesma utilizada na FIG. 13.

Os núcleos com densidades variando entre 6 e 8 gU/cm^3 e tendo formato 3x3, sendo 4 elementos combustíveis, 4 elementos de controle e 1 elemento de irradiação de berílio, mostraram-se extremamente reativos e tecnicamente inadequados para o reator IEA-R1 a uma potência de 5 MW. Optou-se, então, por continuar o estudo para núcleos com densidades variando entre 3 e 5 gU/cm^3 e com 8 elementos combustíveis, 4 elementos de controle e 1 elemento de irradiação de berílio. Os estudos neutrônicos mostraram que para as densidades de 4 e 5 gU/cm^3 , os núcleos calculados ainda apresentavam um excesso de reatividade elevado (1,1367 e 1,1604, respectivamente). Sendo assim, para estas densidades, um núcleo com apenas 10 elementos foi definido (Figura 14). Para todos os núcleos calculados, uma liga de U-Mo com 10% em peso de molibdênio (U-10Mo-Al) foi utilizada, pois como descrito no capítulo 2, ligas com essa composição apresentam comportamento sob irradiação significativamente melhores. A tabela 2 apresenta para a dispersão U-10Mo-Al a porcentagem em volume da fase físsil dispersa para cada uma das densidades estudadas (Vide Anexo 1).

Devido às interações entre o combustível e a matriz de alumínio, ocorre uma degradação da condutividade térmica do cerne combustível ao longo da irradiação. Para o estudo do comportamento térmico do combustível de U-Mo-Al com o programa MTRCR-IEAR1, houve a necessidade de fornecer os valores da condutividade térmica do cerne combustível como dado de entrada. Nos cálculos, foram utilizados dois valores para a condutividade térmica do cerne de U-Mo-Al da dispersão: 0,7 $W/cm^{\circ}C$ e 0,13 $W/cm^{\circ}C$.

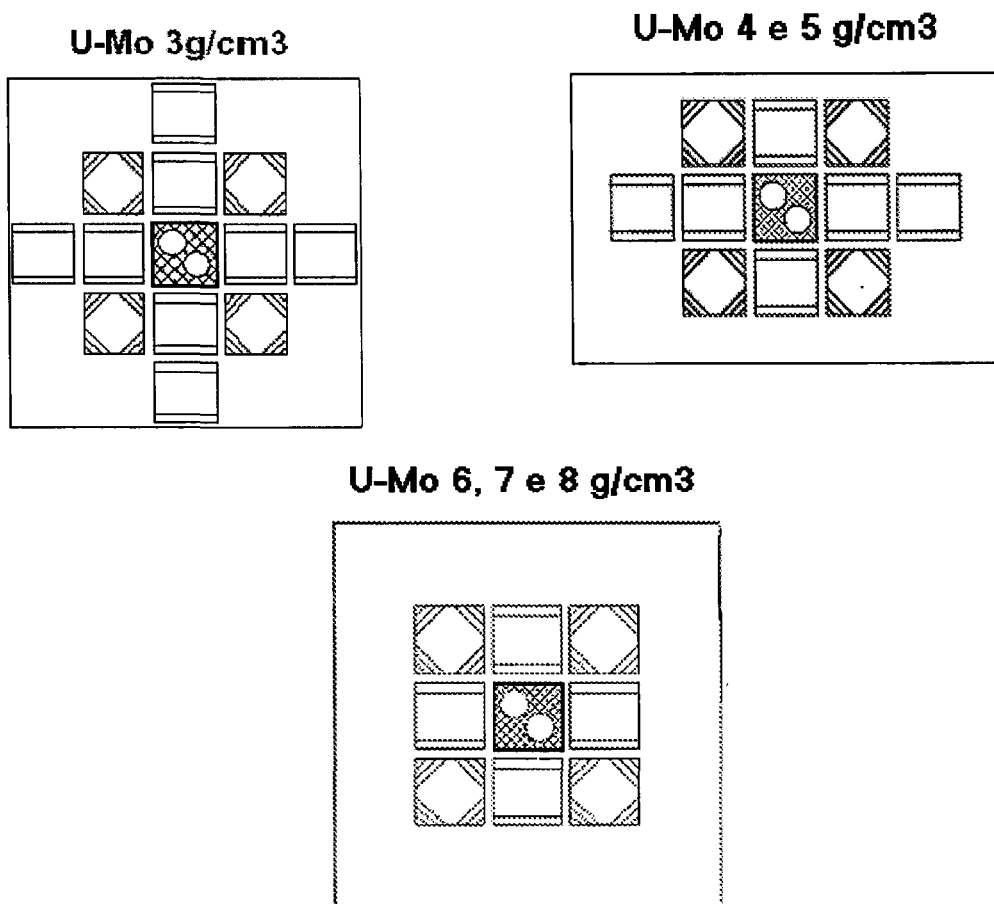


FIGURA 14: Núcleos de U-Mo-Al propostos para o reator IEA-R1 com densidades de urânio variando de 3 e 8 gU/cm^3 .

Para garantir a integridade mecânica das placas combustíveis, a concentração da fase dispersa deve ser limitada a 45-50% em volume. Analisando-se a FIG. 5 do capítulo 2, pode-se notar que entre 40 e 50% da fração em volume do combustível e produtos da reação a condutividade térmica varia entre 1,0 e 0,7 $W/cm^{\circ}C$. Quando a matriz de alumínio é toda consumida, com um núcleo com 100% de produtos da reação, a condutividade térmica atinge valores próximos de 0,13 $W/cm^{\circ}C$. Em vista do exposto acima, os valores de condutividade utilizados nos cálculos térmicos para os diversos núcleos utilizados nesta dissertação foram de 0,7 $W/cm^{\circ}C$ e 0,13 $W/cm^{\circ}C$ (para entrada no código MTRCR-IEA-R1, foram utilizados os valores relacionados na unidade metro, ou seja, 70 $W/m^{\circ}C$ e 13 $W/m^{\circ}C$, respectivamente).

Tabela 2- Porcentagem em volume de U-10Mo em Al para densidades teóricas de urânio variando entre 3 e 8 $g U/cm^3$.

Densidade (gU/cm^3)	Porcentagem em volume de U-10Mo em Al (%)
3	19,31%
4	25,74%
5	32,18%
6	38,6%
7	45%
8	51,5%

O valor de $70 W/m^{\circ}C$ foi escolhido, pois seria o mais conservativo para núcleos onde a temperatura no combustível apresentasse valores abaixo dos $100^{\circ}C$, ou para um núcleo em início de vida. O valor de $13 W/m^{\circ}C$ representaria um valor de condutividade para núcleos operando à temperaturas mais elevadas, onde as reações combustível-matriz de alumínio ocorrem de forma acelerada.

Para as análises termo-hidráulicas, foi utilizado o programa MTRCR-IEAR1 com as curvas de distribuição de potência radiais e axiais fornecidas pelo

programa computacional *CITATION*. A Tabela 3 apresenta um resumo das variáveis de entrada do programa MTRCR-IEA-R1: potência de operação, vazão da bomba principal, vazão por elemento combustível, temperatura do fluido refrigerante na entrada do núcleo e pressão de operação (entrada do núcleo).

Tabela 3- Variáveis de entrada para os cálculos térmicos e termo-hidráulicos com o programa MTRCR-IEA-R1

Parâmetros de Entrada	Combustível U-Mo/Al
Potência de operação	5 MW
Vazão da bomba principal	681 m ³ /h
Vazão por elemento combustível (calculada)	60,21 m ³ /h 74,08 m ³ /h
Temperatura de entrada do refrigerante	40 °C
Pressão de operação	1,6 bar

A vazão por elemento combustível transcrita na Tabela 3 pode ser calculada através dos seguintes passos. Primeiro, a vazão da bomba principal é dividida pelo número total de placas combustíveis no núcleo, fornecendo a vazão por canal. A vazão por canal multiplicada pelo número de canais de cada elemento combustíveis padrão fornece a vazão por elemento combustível. Para o núcleo de U-10Mo-Al com uma densidade de 3 gU/cm³, contendo 12 elementos combustíveis, sendo 8 elementos combustíveis com 18 placas e 4 elementos de controle com 12 placas tem-se um total de $8 \times 18 + 4 \times 12 = 192$ placas combustíveis. Para uma vazão da bomba principal igual a 681 m³/h, a vazão por

canal calculada é igual a $3,541 \text{ m}^3/\text{h}/\text{canal}$. Este valor, multiplicado pelo número de canais do elemento combustível, fornece uma vazão no elemento combustível padrão de $60,21 \text{ m}^3/\text{h}$. Analogamente, para o caso dos núcleos de U-10Mo-Al com densidades de $4 \text{ gU}/\text{cm}^3$ e $5 \text{ gU}/\text{cm}^3$, contendo 10 elementos combustíveis, é calculada uma vazão de $74,08 \text{ m}^3/\text{h}$ por elemento.

A Tabela 4 apresenta os principais dados os dados geométricos relativos ao elemento combustível do reator IEA-R1.

Tabela 4 - Dados geométricos do elemento combustível do reator IEA-R1.

Largura do canal de refrigeração	67,1 mm
Largura ativa da placa	62,6 mm
Espessura do canal	2,89 mm
Espessura da placa combustível	1,52 mm
Espessura do cerne da placa combustível	0,76 mm
Espessura do revestimento	0,38 mm
Altura total da placa	625 mm
Altura ativa da placa	600 mm

As distribuições de potência para os núcleos de U-10Mo-Al descritos a seguir e estudados nesta dissertação são apresentadas nas Tabelas 5,6 e 7.

Núcleo n°.1: U-Mo/Al – Densidade = $3 \text{ gU}/\text{cm}^3$ – 12 elementos combustíveis

Núcleo n°.2: U-Mo/Al – Densidade = $4 \text{ gU}/\text{cm}^3$ – 10 elementos combustíveis

Núcleo n°.3: U-Mo/Al – Densidade = $5 \text{ gU}/\text{cm}^3$ – 10 elementos combustíveis

3.2.1. Núcleo n°1

Potência do reator: 5 MW;

Tamanho do núcleo: 12 elementos combustíveis sendo 8 EC padrão, 4 EC de controle e 1 elemento de irradiação de berílio;

Densidade de urânio: 3 gU/cm^3 ;

Volume Ativo: $3,97699 \times 10^4 \text{ cm}^3$

Vazão no elemento combustível: $60,21 \text{ m}^3/\text{h}$;

Condutividade térmica: $K_1 = 13 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C}$ e $K_2 = 70 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C}$

Distribuição Axial de Potência no Canal mais Quente do Reator IEA-R1: apresentada na Tab. 5 /39/.

3.2.2. Núcleo n°2

Potência do reator: 5 MW;

Tamanho do núcleo: 10 elementos combustíveis sendo 6 EC padrão , 4 EC de controle e 1 elemento irradiação de berílio;

Densidade: 4 gU/cm^3 .

Volume Ativo: $3,22773 \times 10^4 \text{ cm}^3$;

Vazão no elemento combustível: $74,08 \text{ m}^3/\text{h}$;

Condutividade térmica: $K_1 = 13 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C}$ e $K_2 = 70 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C}$;

Distribuição Axial de Potência no Canal mais Quente do Reator IEA-R1: Tab. 6

3.2.3. Núcleo n°3

Potência do reator: 5 MW;

Tamanho do núcleo: 10 elementos combustíveis sendo 6 EC padrão, 4 EC de controle e 1 elemento de irradiação de berílio;

Densidade: 5 gU/cm^3 .

Volume Ativo: $3,22773 \times 10^4 \text{ cm}^3$;

Vazão no elemento combustível: $74,08 \text{ m}^3/\text{h}$;

Condutividade térmica: $K_1 = 13 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C}$ e $K_2 = 70 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C}$

Distribuição Axial de Potência no Canal mais Quente do Reator IEA-R1: Tab. 7.

Tabela 5- Distribuição Axial de Potência no Canal mais Quente do Reator IEA-R1
(Núcleo n°1).

Fator de pico (F_q)*	Posição Relativa (Z/L)**
0,23	0,0333
0,247	0,0667
0,282	0,1
0,326	0,1333
0,375	0,1667
0,428	0,2
0,485	0,2333
0,547	0,2667
0,616	0,3
0,691	0,3333
0,775	0,3667
0,871	0,4
0,989	0,4333
1,166	0,4667
1,543	0,5
1,766	0,5333
1,911	0,5667
2,012	0,6
2,080	0,6333
2,118	0,6667
2,126	0,7
2,107	0,7333
2,061	0,7667
1,989	0,8
1,892	0,8333
1,775	0,8667
1,645	0,9
1,514	0,9333
1,416	0,9667
1,432	1

* O fator de pico f_q é a razão entre fluxo de calor local e fluxo de calor médio no núcleo.

** L é o comprimento ativo da placa, Z a cota do canal.

Tabela 6- Distribuição Axial de Potência no Canal mais Quente do Reator IEA-R1
(Núcleo nº2).

Fator de pico (Fq) *	Posição Relativa (Z/L) **
0,242	0,0333
0,257	0,0667
0,293	0,1
0,339	0,1333
0,391	0,1667
0,447	0,2
0,509	0,2333
0,576	0,2667
0,65	0,3
0,733	0,3333
0,827	0,3667
0,941	0,4
1,11	0,4333
1,467	0,4667
1,681	0,5
1,825	0,5333
1,929	0,5667
2,005	0,6
2,053	0,6333
2,076	0,6667
2,073	0,7
2,045	0,7333
1,992	0,7667
1,916	0,8
1,818	0,8333
1,702	0,8667
1,573	0,9
1,446	0,9333
1,354	0,9667
1,392	1,0

Tabela 7- Distribuição Axial de Potência no Canal mais Quente do Reator IEA-R1
(Núcleo n°3)

Fator de pico (Fq) *	Posição Relativa (Z/L) **
0,25	0,0333
0,261	0,0667
0,296	0,1
0,34	0,1333
0,389	0,1667
0,442	0,2
0,499	0,2333
0,559	0,2667
0,624	0,3
0,695	0,3333
0,772	0,3667
0,856	0,4
0,952	0,4333
1,069	0,4667
1,245	0,5
1,628	0,5333
1,85	0,5667
1,993	0,6
2,092	0,6333
2,155	0,6667
2,185	0,7
2,184	0,7333
2,152	0,7667
2,09	0,8
2	0,8333
1,885	0,8667
1,753	0,9
1,62	0,9333
1,528	0,9667
1,601	1,0

3.3 Resultados das simulações dos núcleos de U-10Mo-Al propostos para o reator IEA-R1

Nesse capítulo são apresentados os resultados das análises termo-hidráulicas para os núcleos combustíveis de U-10Mo-Al propostos e designados como núcleos n°1, n°2, n°3.

3.3.1 Velocidade crítica de escoamento do fluido refrigerante

A velocidade crítica de escoamento do fluido refrigerante foi calculada conforme a eq. 56, sendo utilizados os seguintes valores: $E = 6,9 \times 10^5 \text{ bar}$, $\nu = 0,33$, $\rho = 993 \text{ kg} / \text{m}^3$, $e_p = 1,52 \times 10^{-3} \text{ m}$, $t_m = 7,6 \times 10^{-4} \text{ m}$, $e_c = 2,89 \times 10^{-2} \text{ m}$, $L_c = 67,1 \times 10^{-3} \text{ m}$. Para estes valores, foi obtida uma velocidade crítica de $V_{\text{crit}} = 15,09 \text{ m/s}$.

Para uma área de escoamento do canal de refrigeração do elemento combustível do reator IEA-R1 de $194 \times 10^{-6} \text{ m}^2$ obtém-se as seguintes velocidades de escoamento do fluido refrigerante para os núcleos combustíveis propostos nesse estudo:

Núcleo n°1:

$$\text{Velocidade}_1 = v_1 = 5,07 \text{ m/s}$$

Núcleos n° 2 e n° 3:

$$\text{Velocidade}_2 = v_2 = 6,24 \text{ m/s}$$

Estes valores estão abaixo dos 2/3 da velocidade crítica, mostrando não haver nenhum problema com estes núcleos em termos de velocidade de escoamento.

3.3.2. Resultados dos cálculos de temperatura e das margens de segurança termo-hidráulicas

As FIGS. 15 a 38 apresentam os resultados das temperaturas e das margens de segurança obtidas da análise termo-hidráulica com o programa MTRCR-IEAR1 para os núcleos n°1, n°2 e n°3. Para o núcleo n°1, com densidades de 3 gU/cm^3 , simulou-se primeiramente o valor de condutividade térmica K_1 de $13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$, sem tratamento das incertezas envolvidas (condição nominal) e com as incertezas envolvidas.

3.3.2.a) Núcleo n°1: U-Mo/Al – $D = 3 \text{ gU/cm}^3$ – 12 elementos combustíveis

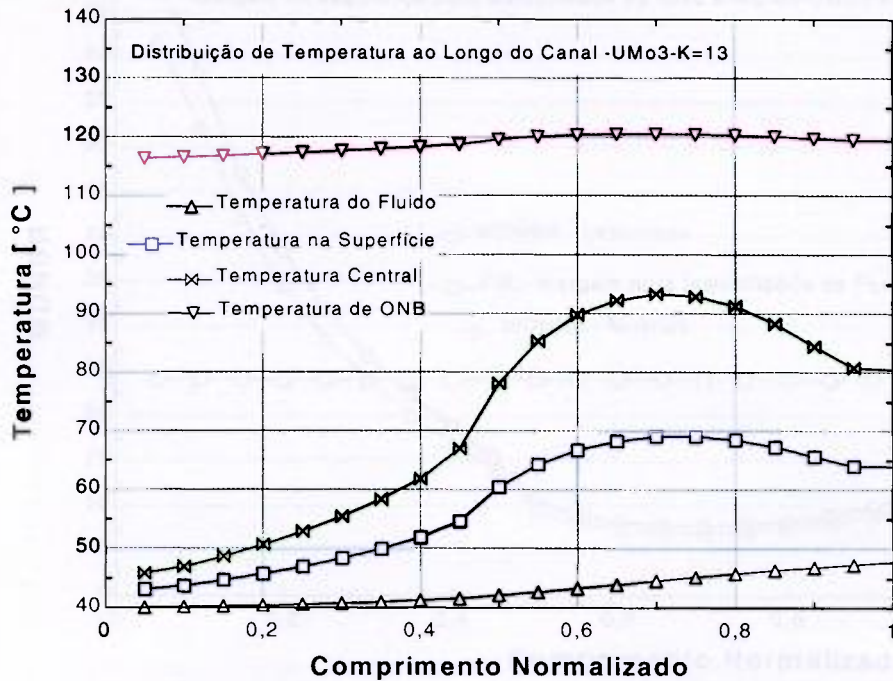


FIGURA 15 – Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 3 gU/cm^3 – $K_1 = 13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$.

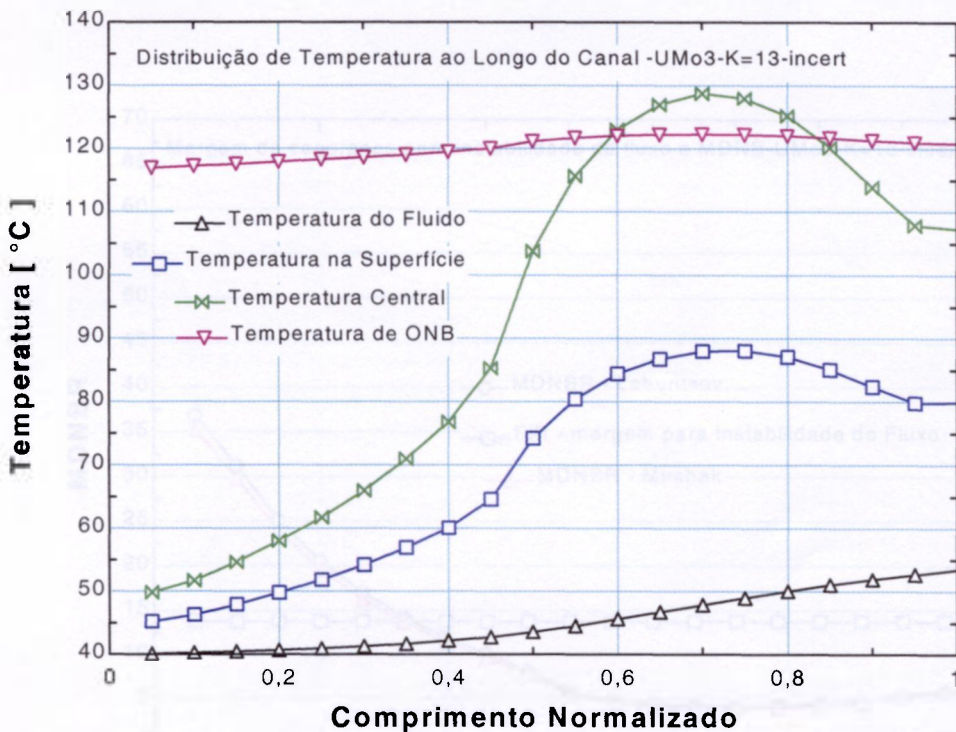


FIGURA 16 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 3 gU/cm^3 – $K_1 = 13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ (com fatores de incerteza).

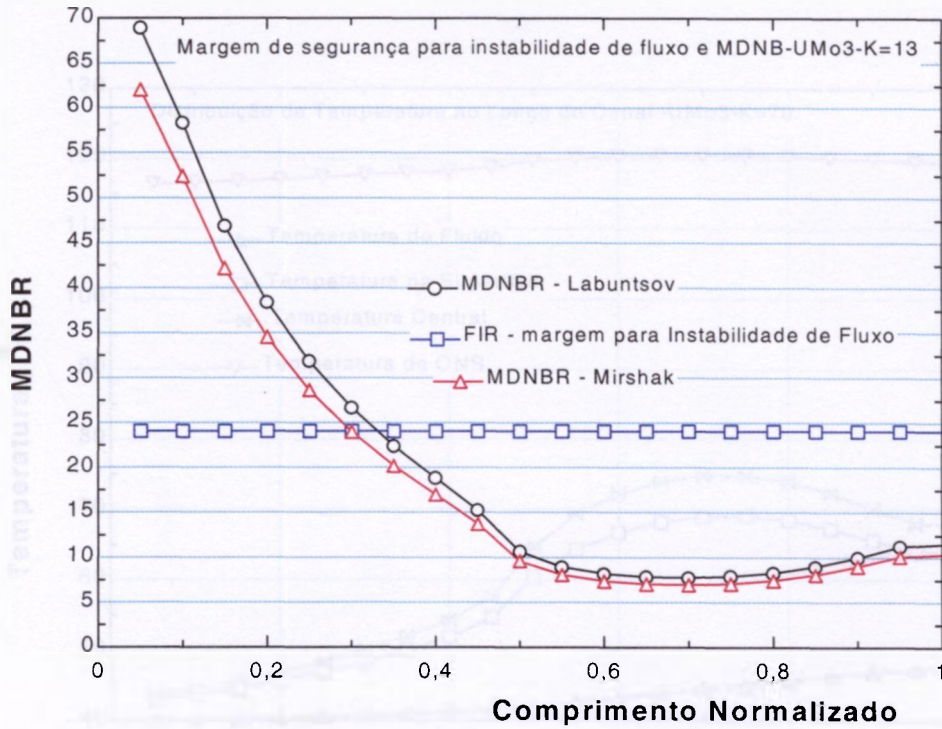


FIGURA 17 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR

U-10Mo-Al - 3 gU/cm^3 - $k_1 = 13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$.

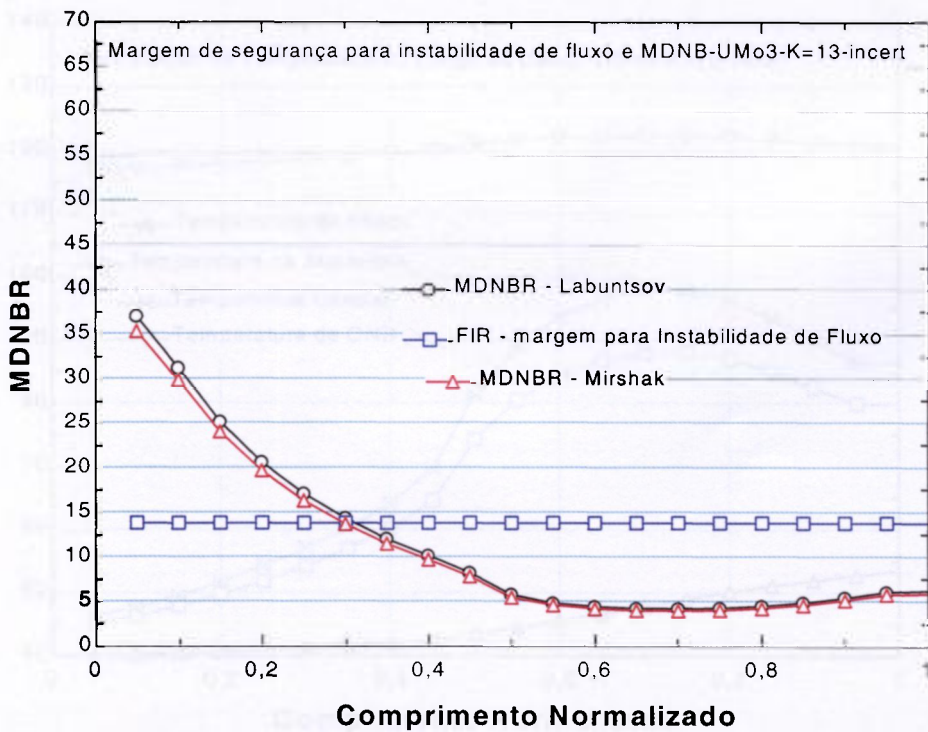


FIGURA 18 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR

U-10Mo-Al - 3 gU/cm^3 - $k_1 = 13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ (com fatores de incerteza).

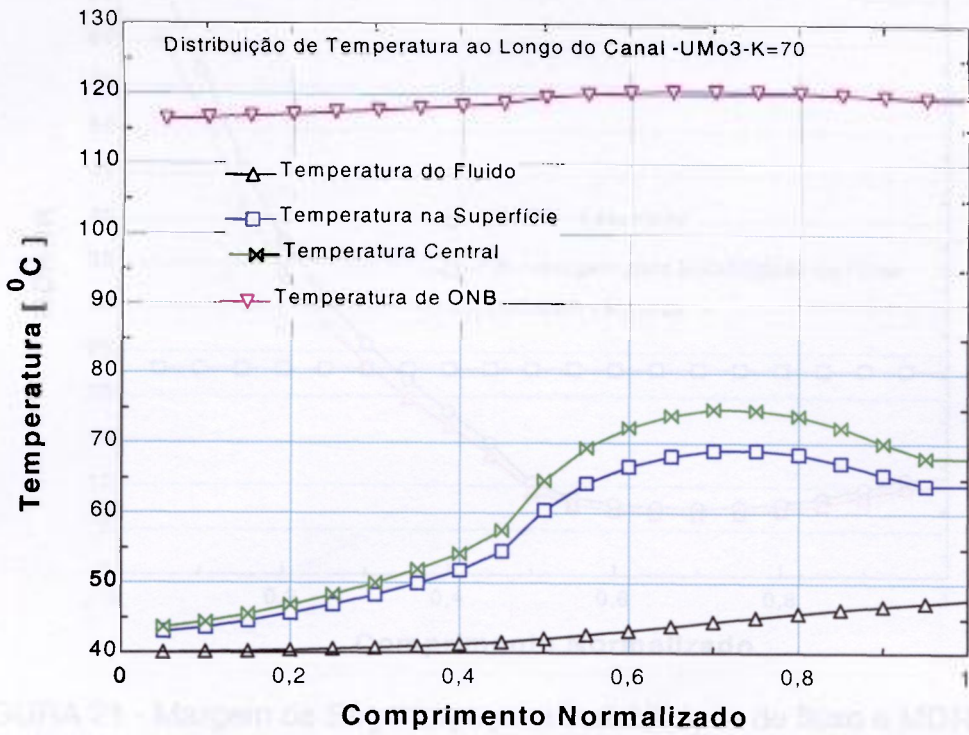


FIGURA 19 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 3 gU/cm³ - K₂ = 70 W/m°C.

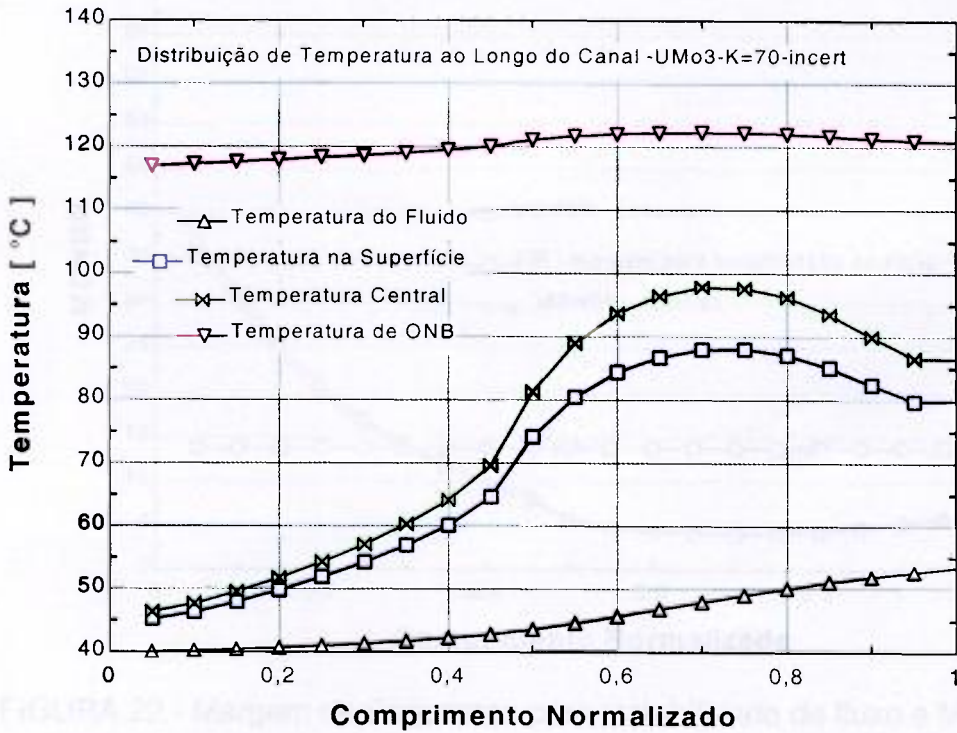


FIGURA 20 - Distribuição de temperatura ao longo do canal U-10Mo-Al - 3 gU/cm³ - K₂ = 70 W/m.°C (com fatores de incerteza).

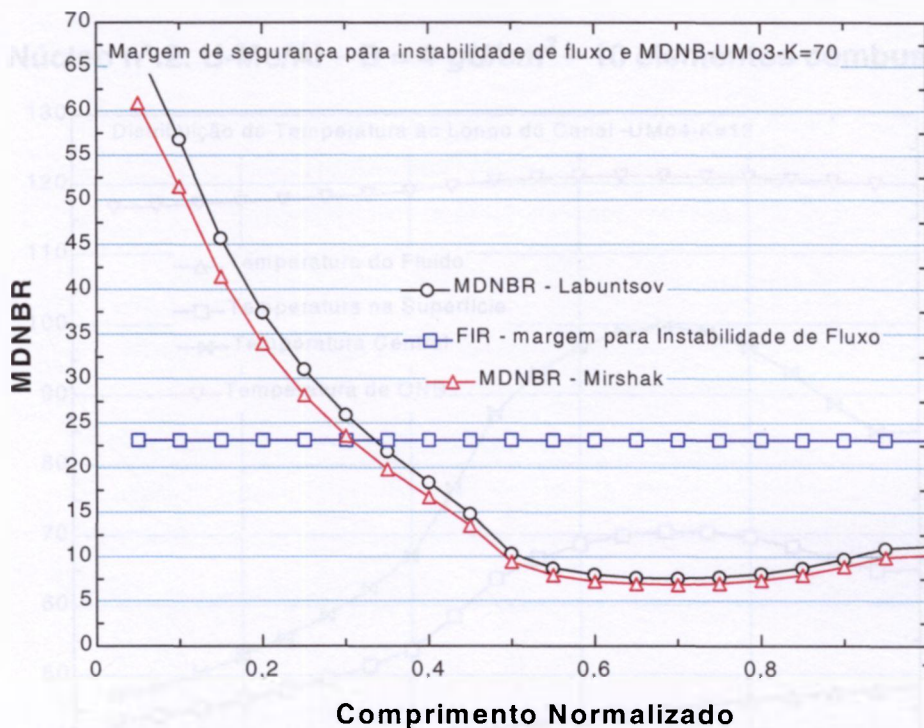


FIGURA 21 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR

U-10Mo-Al - 3 gU/cm^3 - $k_2 = 70 \text{ W/m}^\circ\text{C}$.

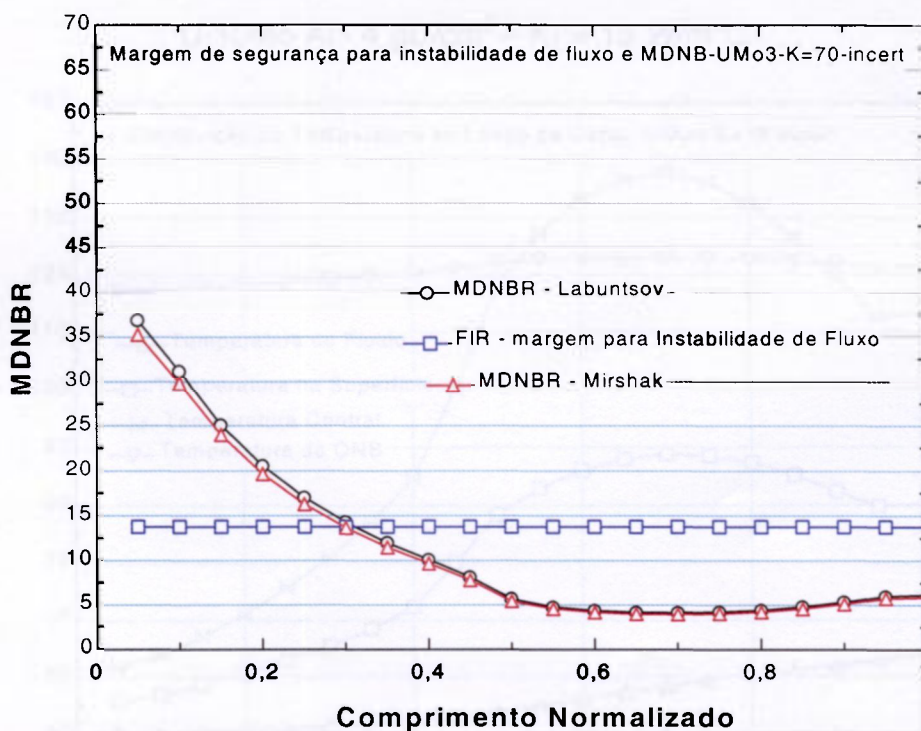


FIGURA 22 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR

U-10Mo-Al - 3 gU/cm^3 - $k_2 = 70 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ (com fatores de incerteza).

3.3.2. b) Núcleo n°.2: U-Mo/Al – $D = 4 \text{ gU/cm}^3$ – 10 elementos combustíveis

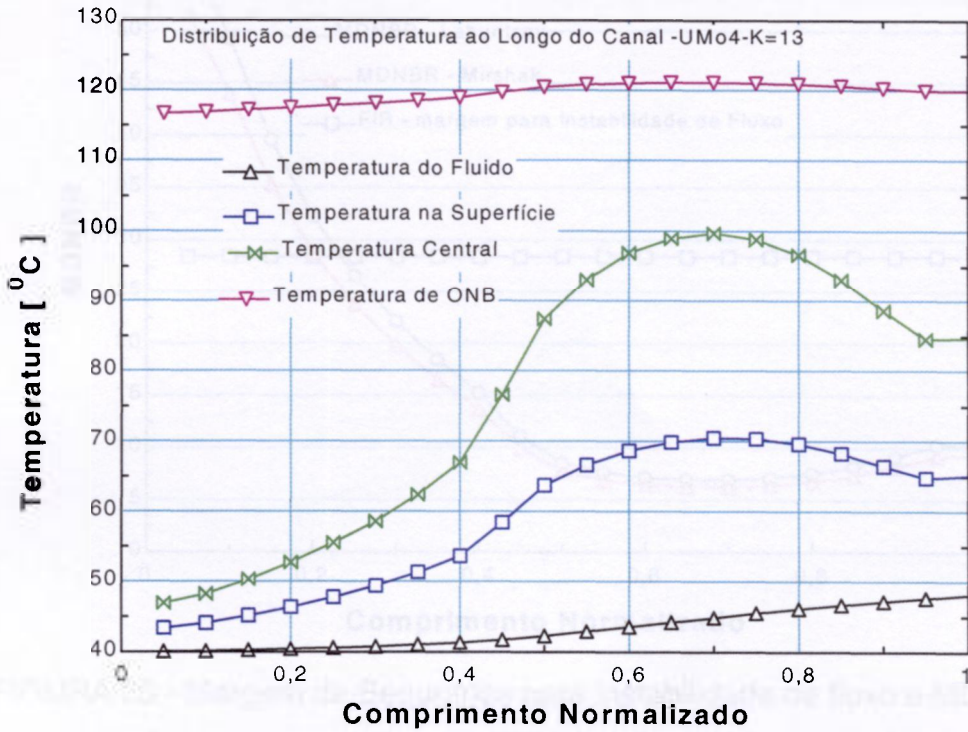


FIGURA 23 - Distribuição de temperatura ao longo do canal

U-10Mo-Al - 4 gU/cm^3 – $K_1 = 13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$.

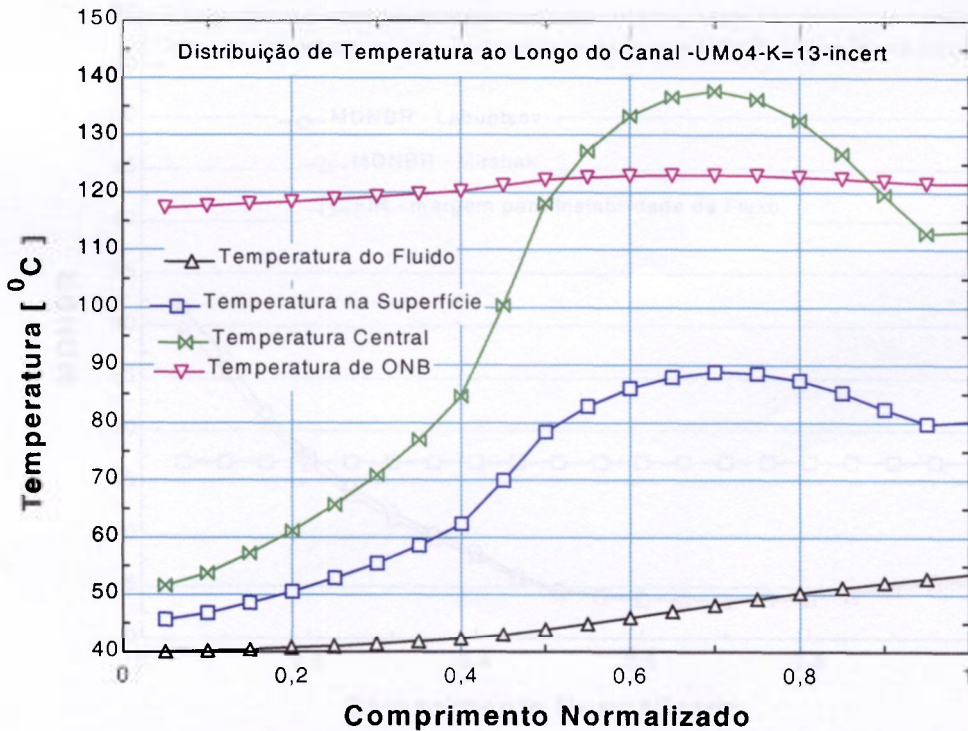


FIGURA 24 - Distribuição de temperatura ao longo do canal

U-10Mo-Al - 4 gU/cm^3 – $K_1 = 13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ (com fatores de incerteza).

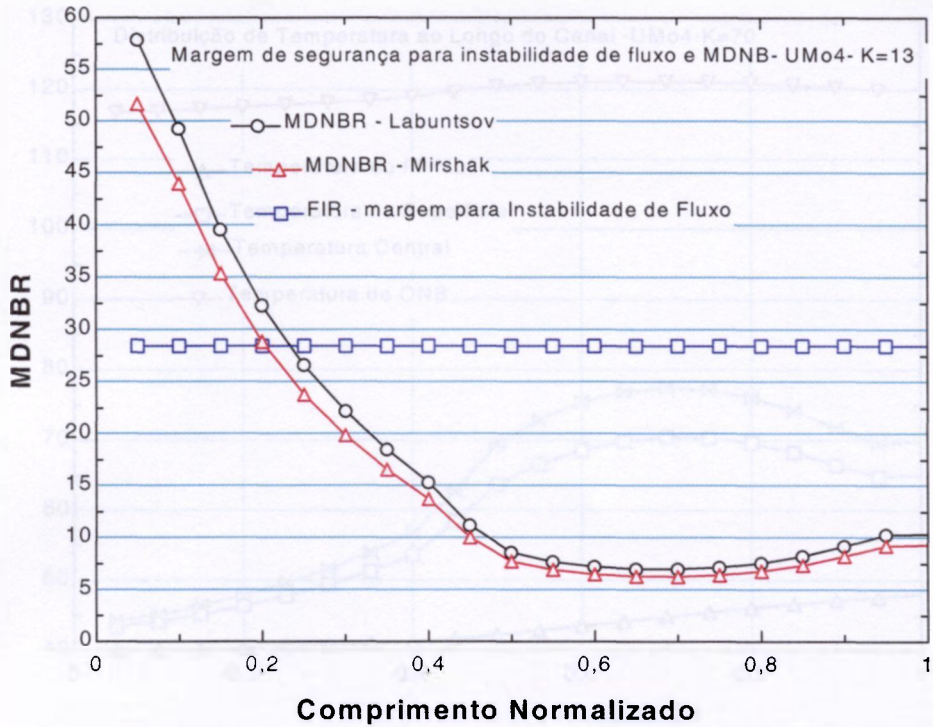


FIGURA 25 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR

U-10Mo-Al - $4gU/cm^3$ - $k_1 = 13 W/m^{\circ}C$.

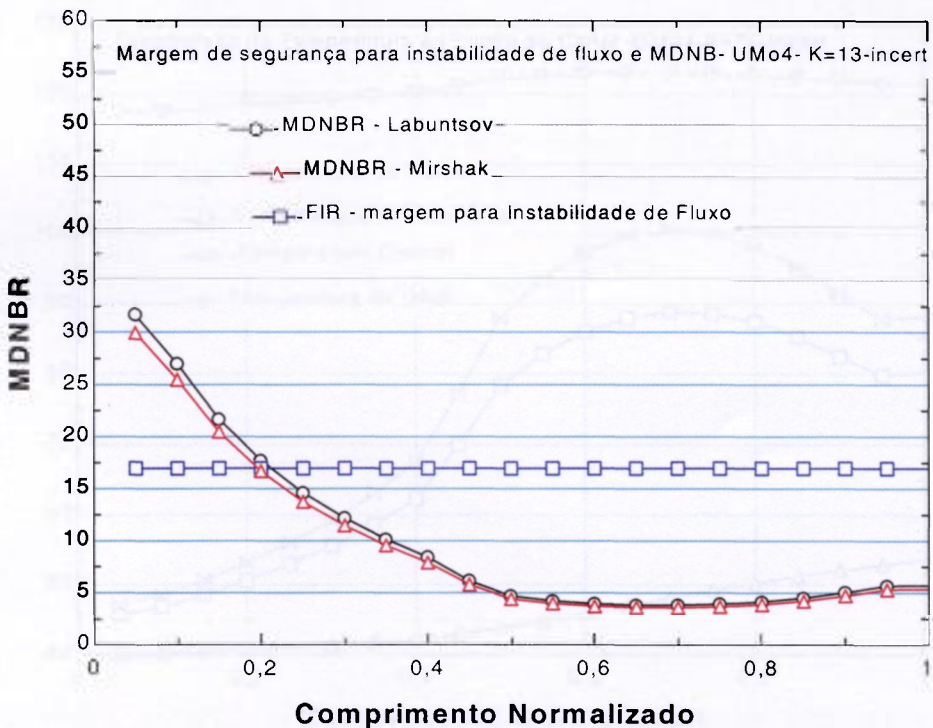


FIGURA 26 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR

U-10MoAl - $4 gU/cm^3$ - $k_1 = 13 W/m^{\circ}C$ (com fatores de incerteza).

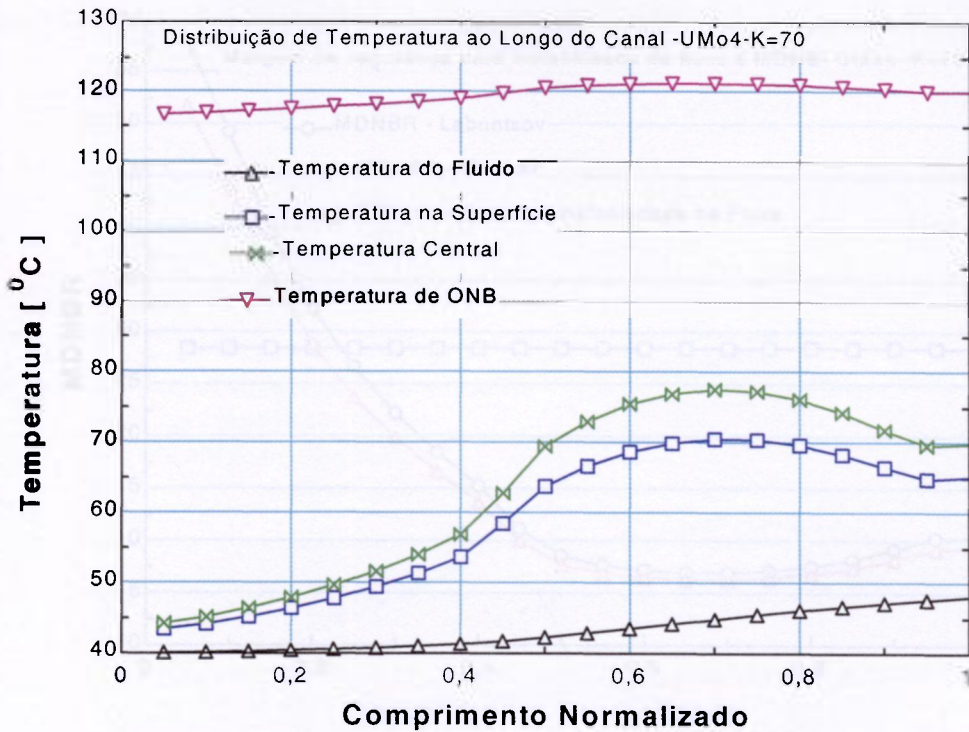


FIGURA 27 - Distribuição de temperatura ao longo do canal

U-10Mo-Al - 4 gU/cm^3 - $K_2 = 70 W/m^{\circ}C$.

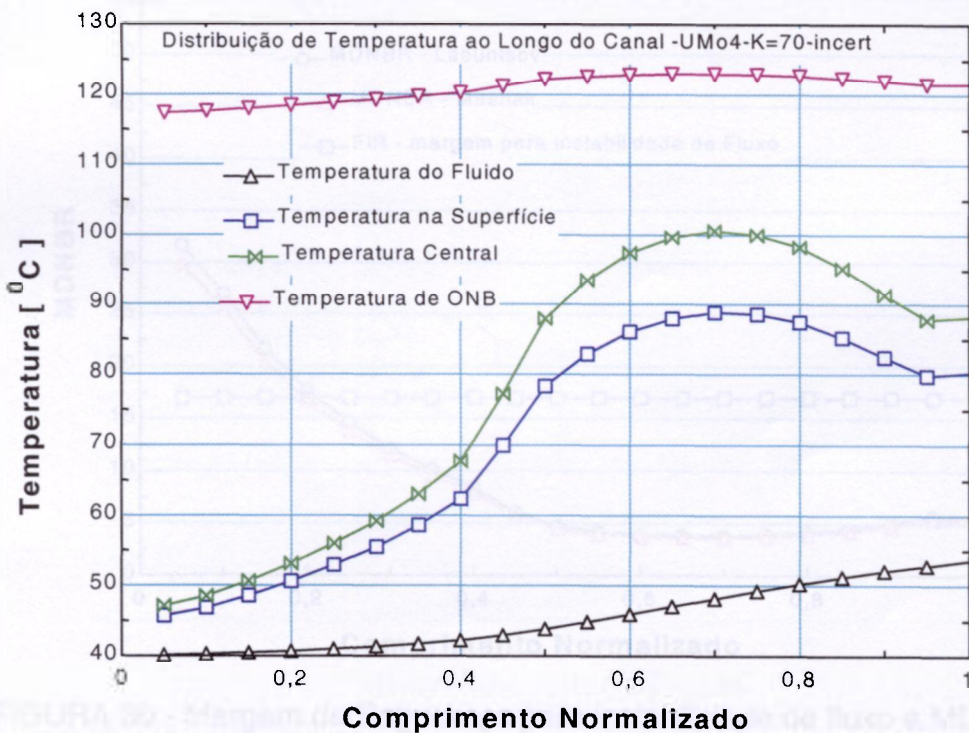


FIGURA 28 - Distribuição de temperatura ao longo do canal

U-10Mo-Al - 4 gU/cm^3 - $K_2 = 70 W/m^{\circ}C$ (com fatores de incerteza).

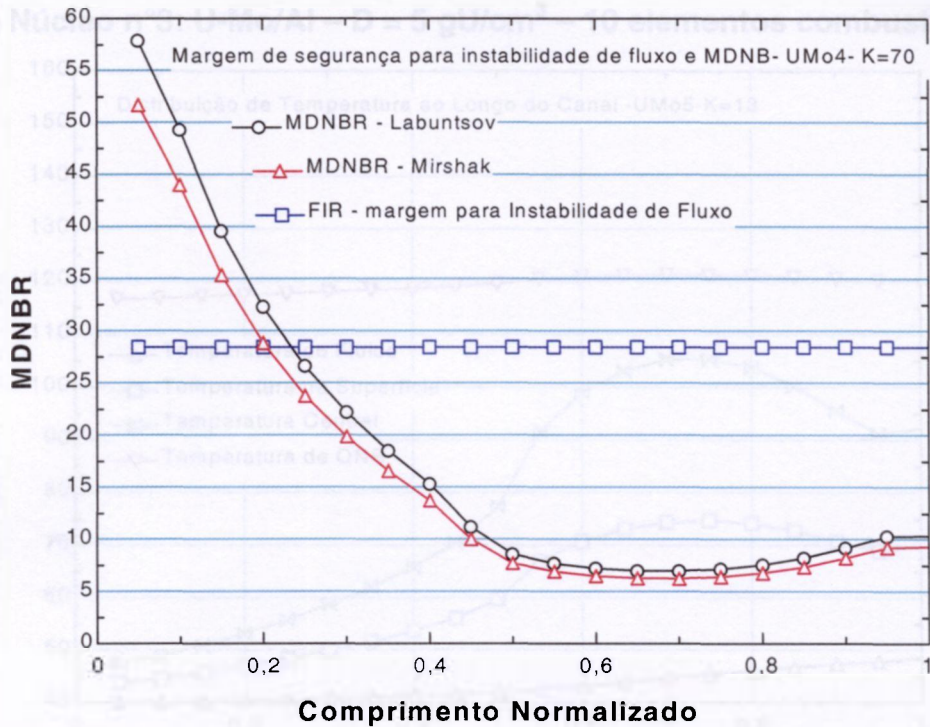


FIGURA 29 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR

U-10Mo-Al - 4 gU/cm^3 - $k_2 = 70 \text{ W/m}^\circ\text{C}$.

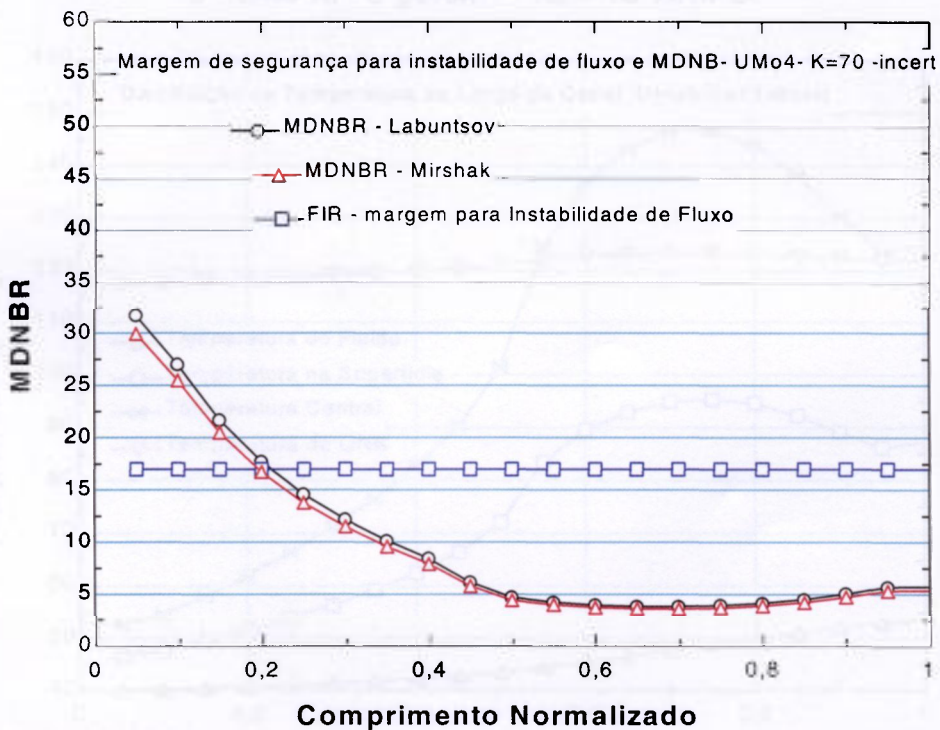


FIGURA 30 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR

U-10Mo-Al - 4 gU/cm^3 - $k_2 = 70 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ (com fatores de incerteza).

3.3.2. c) Núcleo n°3: U-Mo/Al – $D = 5 \text{ gU/cm}^3$ – 10 elementos combustíveis

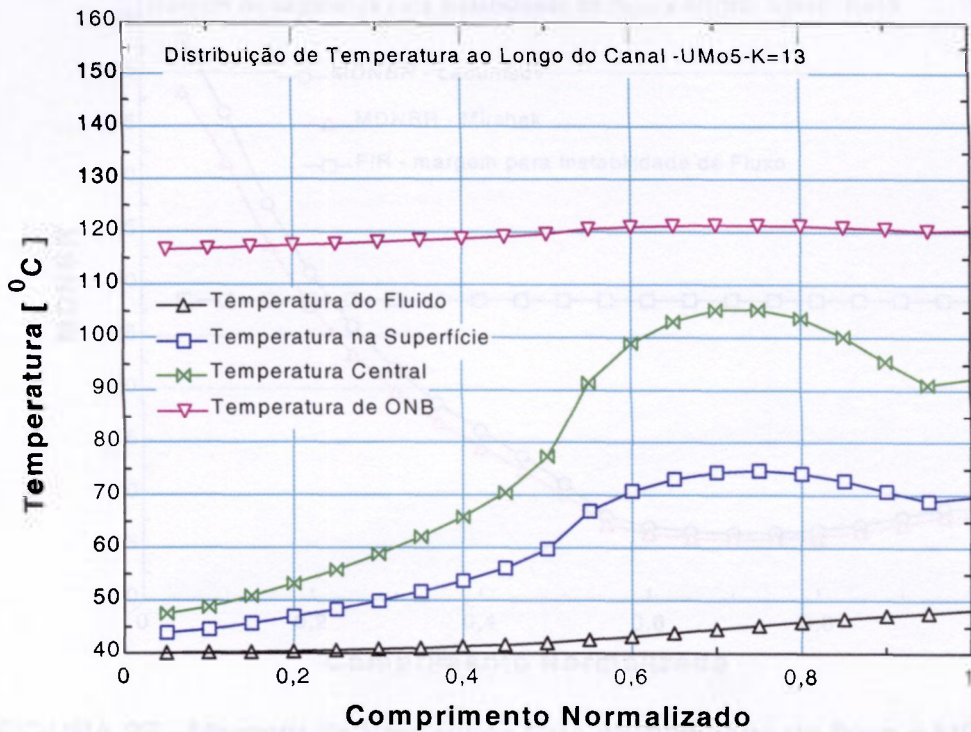


FIGURA 31 - Distribuição de temperatura ao longo do canal

U-10Mo-Al - 5 gU/cm^3 – $K_1 = 13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$.

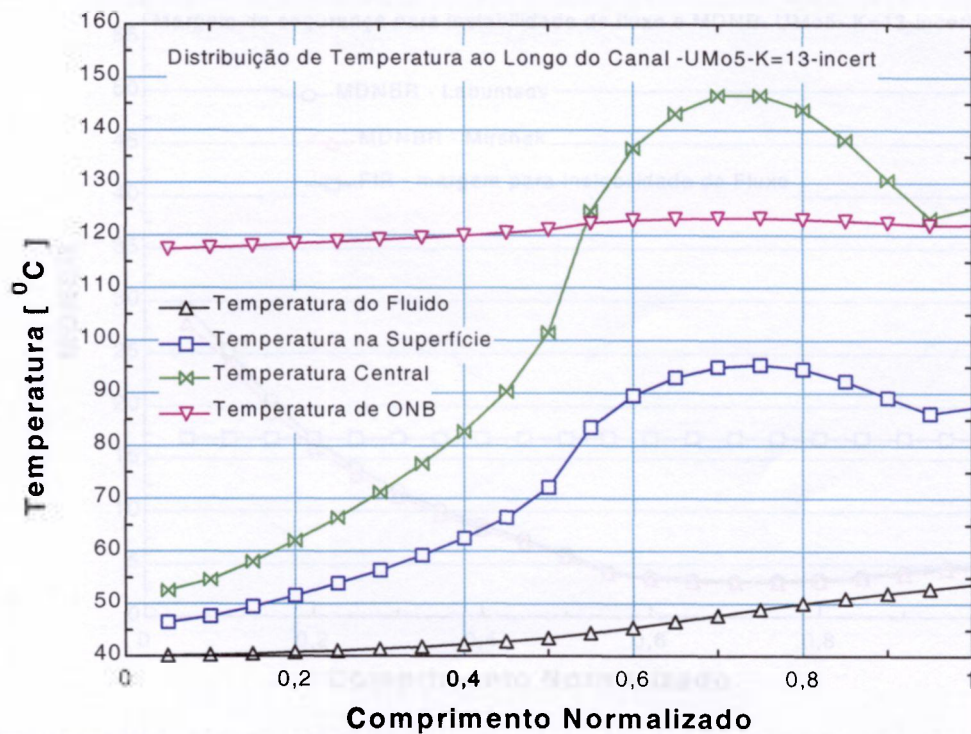


FIGURA 32 - Distribuição de temperatura ao longo do canal

U-10Mo-Al - 5 gU/cm^3 – $K_1 = 13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ (com fatores de incerteza).

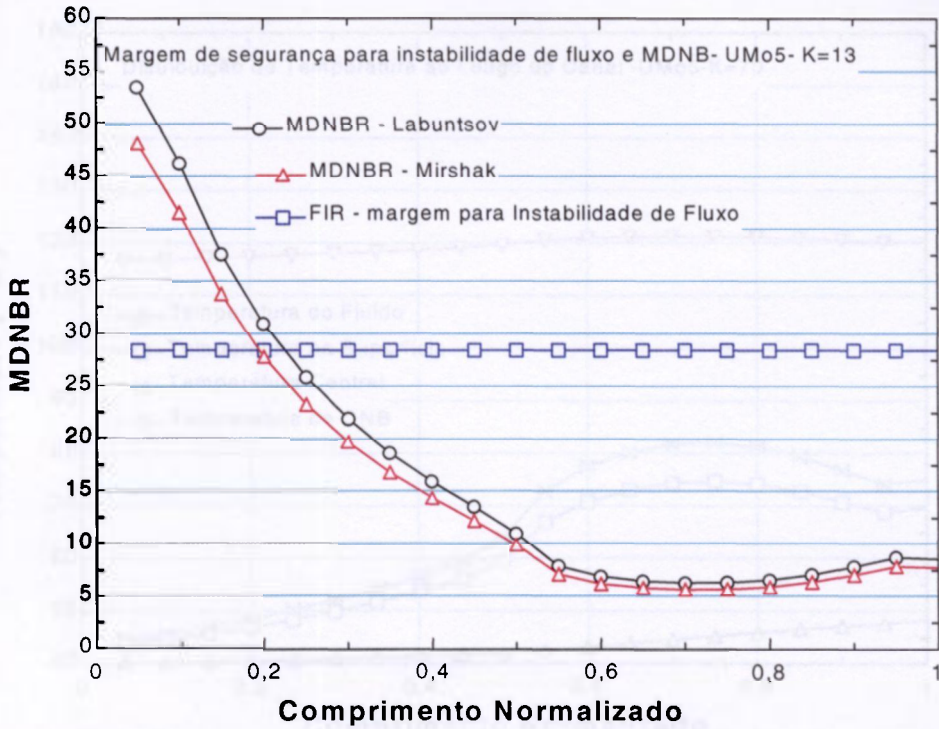


FIGURA 33 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR

U-10Mo-Al – 5 gU/cm^3 - $k_1 = 13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$.

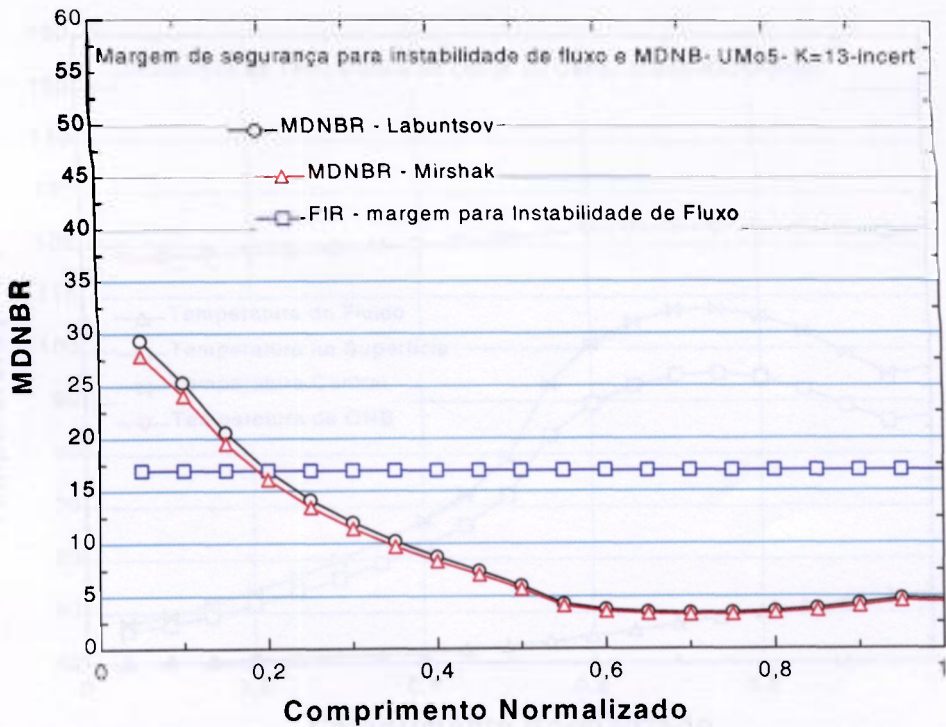


FIGURA 34 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR

U-10Mo-Al – 5 gU/cm^3 - $k_1 = 13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ (com fatores de incerteza).

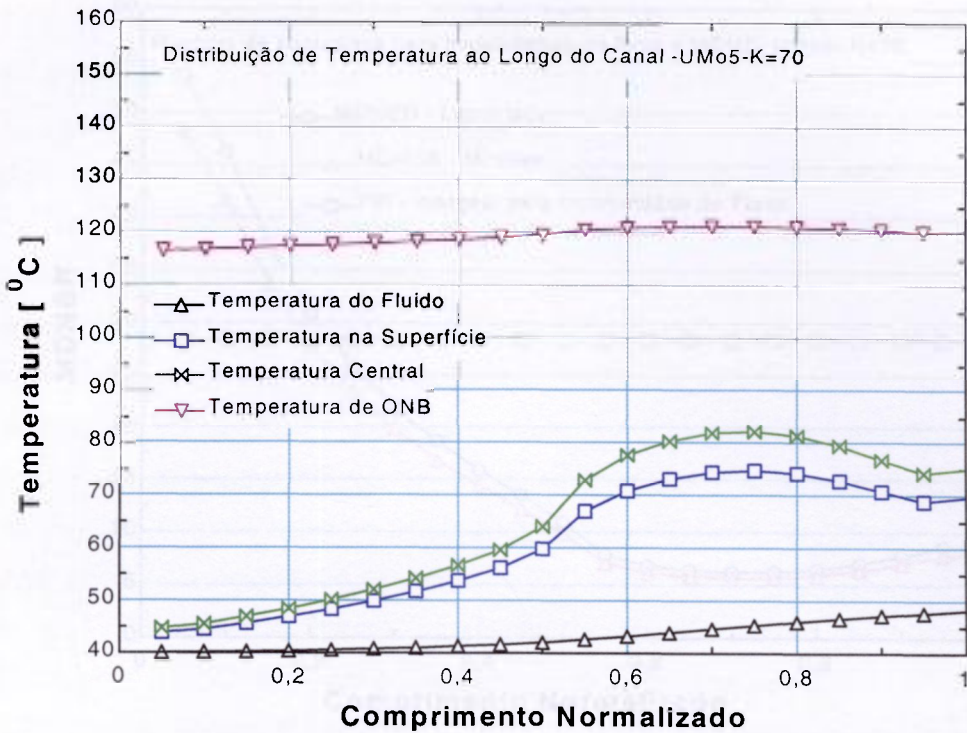


FIGURA 35 - Distribuição de temperatura ao longo do canal

U-10Mo-Al - 5 gU/cm^3 - $K_2 = 70 \text{ W/m}^\circ\text{C}$.

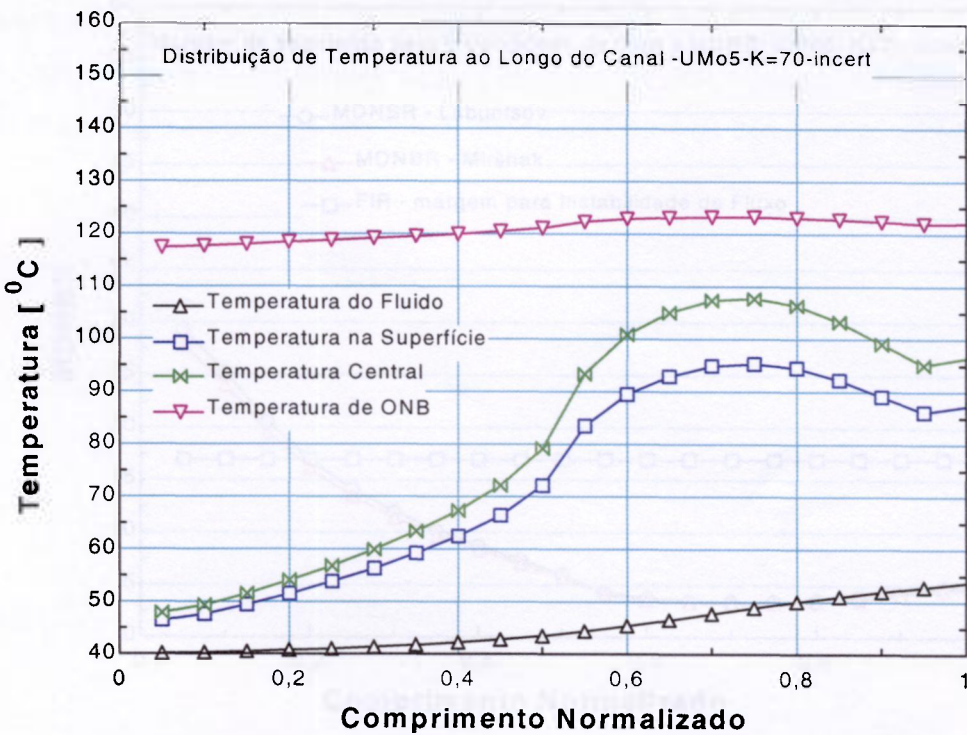


FIGURA 36 - Distribuição de temperatura ao longo do canal

U-10Mo-Al - 5 gU/cm^3 - $K_2 = 70 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ (com fatores de incerteza).

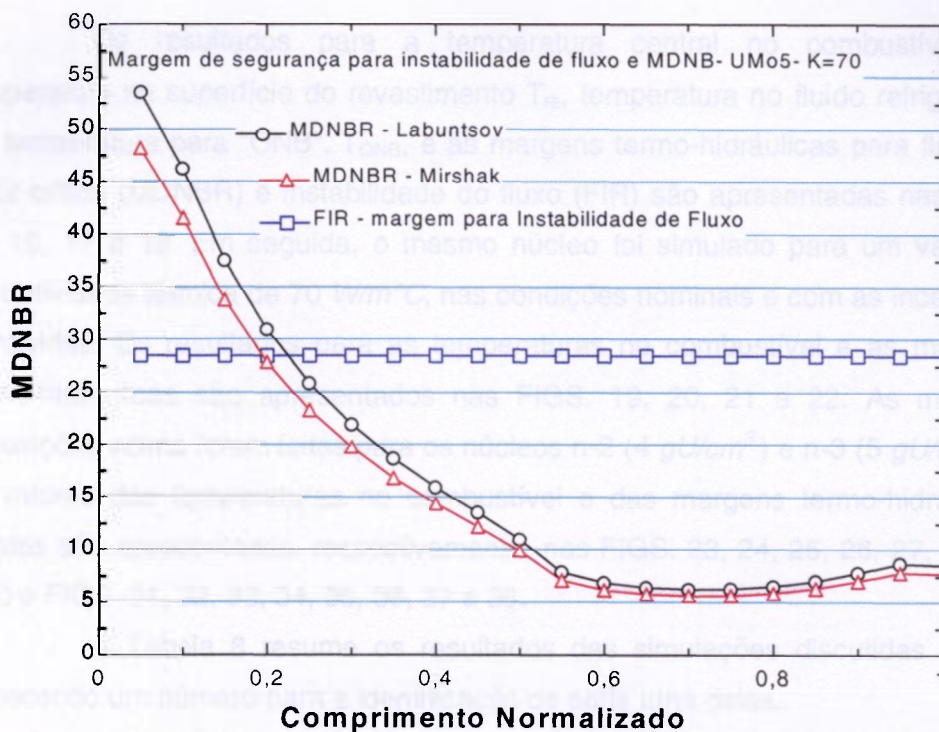


FIGURA 37 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR

U-10Mo-Al - 5 gU/cm^3 - $k_2 = 70 \text{ W/m}^\circ\text{C}$

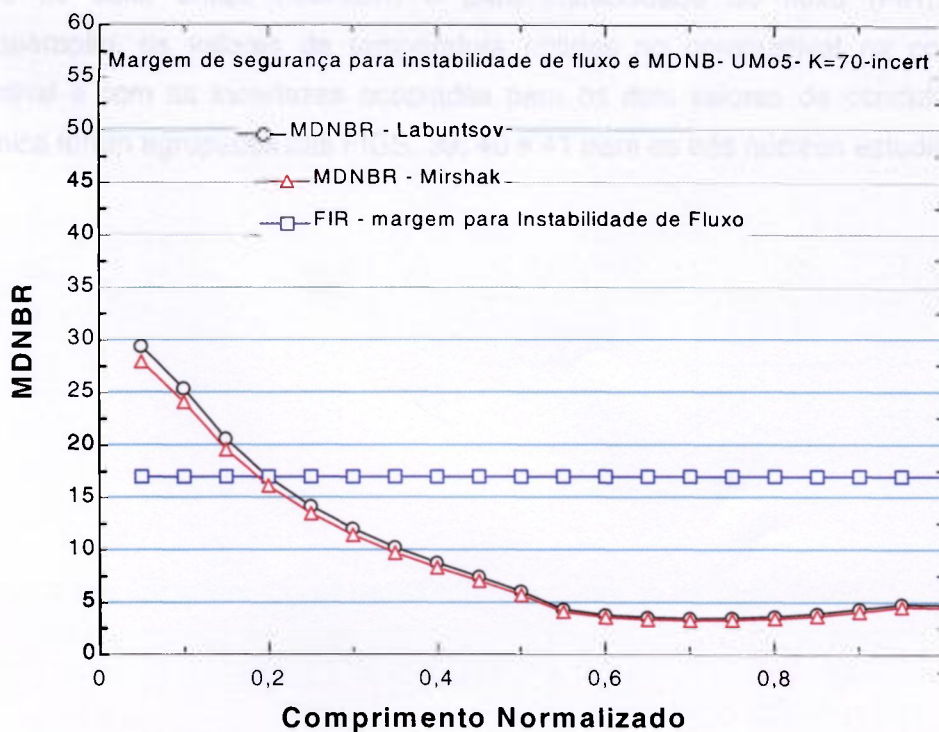


FIGURA 38 - Margem de Segurança para instabilidade de fluxo e MDNBR

U-10Mo-Al - 5 gU/cm^3 - $k_2 = 70 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ (com fatores de incerteza).

Os resultados para a temperatura central no combustível T_c , temperatura na superfície do revestimento T_{re} , temperatura no fluido refrigerante T_F , temperatura para "ONB", T_{ONB} , e as margens termo-hidráulicas para fluxo de calor crítico (MDNBR) e instabilidade do fluxo (FIR) são apresentadas nas FIGS 15, 16, 17 e 18. Em seguida, o mesmo núcleo foi simulado para um valor de condutividade térmica de $70 \text{ W/m}^\circ\text{C}$, nas condições nominais e com as incertezas envolvidas. Os resultados para as temperaturas no combustível e as margens termo-hidráulicas são apresentados nas FIGS. 19, 20, 21 e 22. As mesmas simulações acima foram feitas para os núcleos n°2 (4 gU/cm^3) e n°3 (5 gU/cm^3) e os valores das temperaturas no combustível e das margens termo-hidráulicas obtidas são apresentadas, respectivamente, nas FIGS. 23, 24, 25, 26, 27, 28, 29 e 30 e FIGS. 31, 32, 33, 34, 35, 36, 37 e 38.

A Tabela 8 resume os resultados das simulações discutidas acima, fornecendo um número para a identificação de cada uma delas.

A Tabela 9 apresenta para as doze simulações desenvolvidas os valores máximos obtidos para as temperaturas no combustível e no fluido refrigerante e os valores mínimos obtidos para as margens de segurança para o fluxo de calor crítico (MDNBR) e para instabilidade de fluxo (FIR). Para comparação, os valores de temperatura obtidos no combustível na condição nominal e com as incertezas acopladas para os dois valores de condutividade térmica foram agrupados nas FIGS. 39, 40 e 41 para os três núcleos estudados.

Tabela 8 - Número das simulações com o programa computacional MTRCR-IEA-R1 para núcleos com 10 e 12 elementos combustíveis, densidades variando entre 3 e 5 gU/cm^3 e condutividade térmica K1 de 13 $W/m^{\circ}C$ e K2 de 70 $W/m^{\circ}C$.

Núcleos	Densidade (gU/cm^3)	Número de elementos combustíveis no núcleo	Condutividade térmica ($W/m^{\circ}C$)	Número da simulação	Vazão no elemento combustível (m^3/h)
1	3	12	K=13	01	60,21
			K=13*	02	
			K=70	03	
			K=70*	04	
2	4	10	K=13	05	74,08
			K=13*	06	
			K=70	07	
			K=70*	08	
3	5	10	K=13	09	74,08
			K=13*	10	
			K=70	11	
			K=70*	12	

*Simulações considerando-se os fatores de incertezas de canal quente.

Tabela 9- Resultados das variáveis termo-hidráulicas obtidas das simulações com o programa computacional MTRCR-IEA-R1 para núcleos com 10 e 12 elementos combustíveis, densidades variando entre 3 e 5 gU/cm^3 e condutividade térmica K_1 de 13 e K_2 de 70 $W/m^{\circ}C$.

Simulação	T_F ($^{\circ}C$)	T_{re} ($^{\circ}C$)	T_c ($^{\circ}C$)	T_{ONB} ($^{\circ}C$)	MDNBR	FIR
01	48,06	69,98	94,30	120,5	7,54	23,09
02	53,49	88,03	128,8	122,3	4,38	13,79
03	48,06	69,98	75,79	120,5	7,54	23,09
04	53,49	88,03	97,81	122,3	4,13	13,79
05	48,10	70,46	99,71	121,1	6,96	28,41
06	53,57	88,82	137,7	123	3,82	16,97
07	48,10	70,46	77,5	121,1	6,96	28,41
08	53,57	88,82	100,6	123	3,82	16,97
09	48,17	74,69	105,3	121,3	6,26	28,41
10	53,68	95,38	146,5	123,2	3,43	16,97
11	48,17	74,69	82,05	121,3	6,26	28,41
12	53,68	95,38	107,7	123,2	3,43	16,97

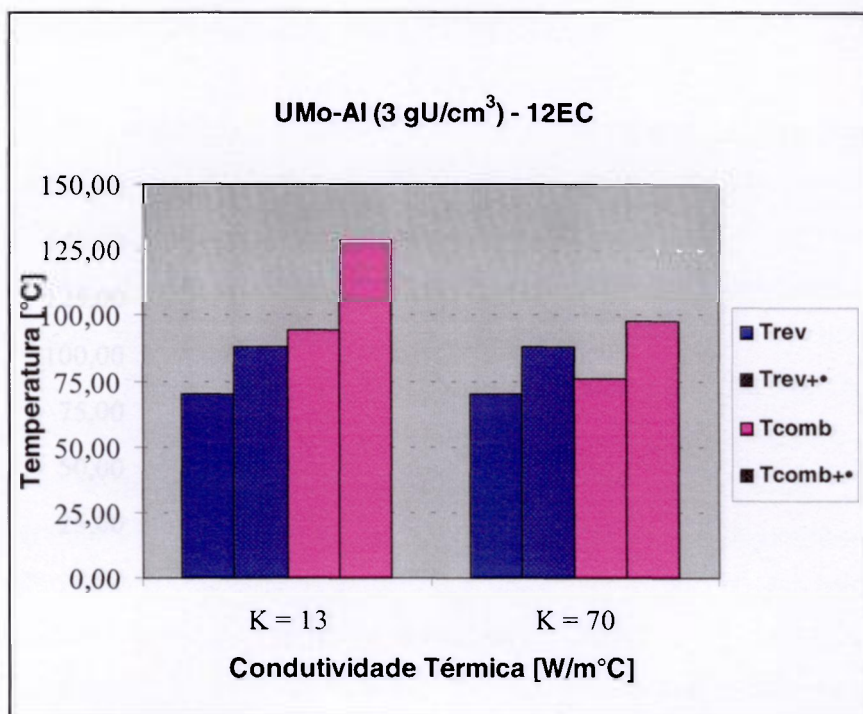


FIGURA 39 – Temperaturas do revestimento e central do combustível na condição nominal e com incerteza (Δ) versus condutividade térmica ($\rho = 3 \text{ gU/cm}^3$).

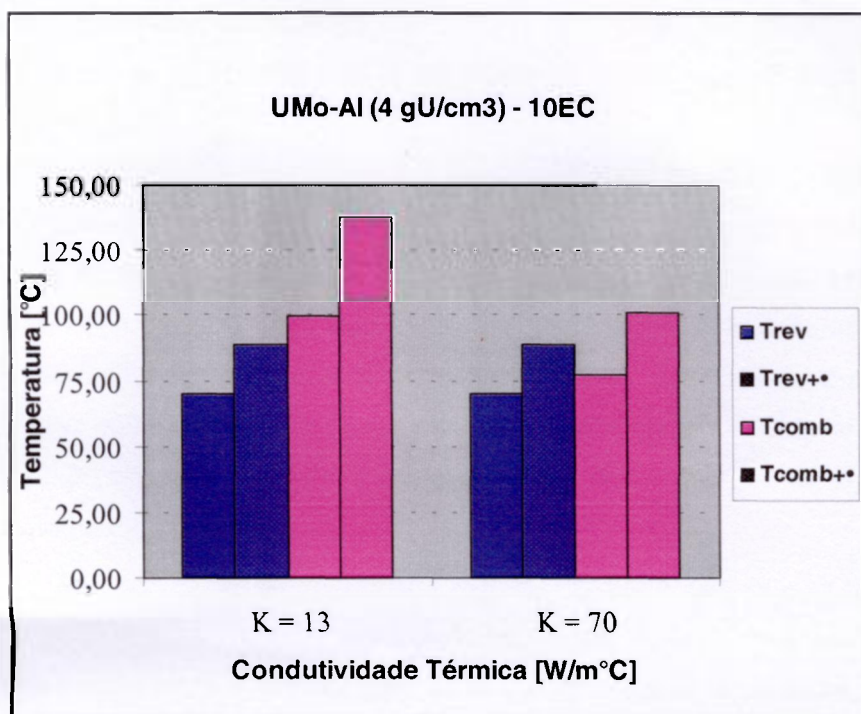


FIGURA 40 – Temperaturas do revestimento e central do combustível na condição nominal e com incertezas (Δ) versus condutividade térmica ($\rho = 4 \text{ gU/cm}^3$).

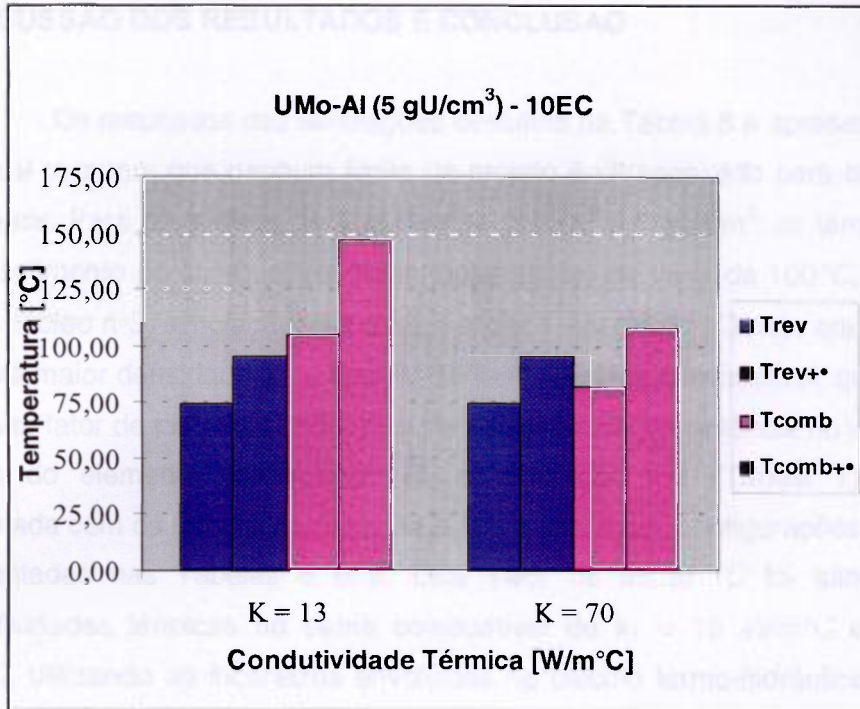


FIGURA 41 – Temperaturas do revestimento e central do combustível na condição nominal e com incertezas (Δ) versus condutividade térmica ($\rho = 5 \text{ gU/cm}^3$).

4. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS E CONCLUSÃO

Os resultados das simulações descritos na Tabela 8 e apresentados na Tabela 9 mostram que nenhum limite de projeto é ultrapassado para os núcleos estudados. Para os núcleos de 3 gU/cm^3 , 4 gU/cm^3 e 5 gU/cm^3 as temperaturas no revestimento do combustível estão todas abaixo do valor de 100°C , atingindo para o núcleo n°3, simulações 10 e 12, o maior valor ($95,38^\circ\text{C}$). Isto era esperado devido à maior densidade de urânio (5 gU/cm^3) na placa combustível, que levou a um maior fator de pico F_q (2,1850) na distribuição axial de potência no canal mais quente do elemento combustível da configuração n°3 (Tabela 7), quando comparada com os fatores de picos de 2,126 e 2,076 das configurações n°1 e n°2 apresentadas nas Tabelas 5 e 6. Este valor de $95,38^\circ\text{C}$ foi atingido com condutividades térmicas no cerne combustível de $k_1 = 13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ e $k_1 = 70 \text{ W/m}^\circ\text{C}$, utilizando as incertezas envolvidas no cálculo termo-hidráulico. Nota-se que os resultados em todas as simulações sem o tratamento das incertezas envolvidas estão bem abaixo dos resultados obtidos com o tratamento das incertezas.

Da Tabela 9 também pode ser visto que os valores da temperatura no fluido para todas as simulações estão bem abaixo da temperatura de ONB, indicando escoamento monofásico nos núcleos estudados. As margens para fluxo de calor crítico e instabilidade de fluxo estão acima do valor 2 admitido como critério de projeto.

Na simulação 10, como a condutividade de $13 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ é o valor da condutividade que seria atingida caso todo o cerne do combustível reagisse com a matriz de alumínio, o valor da temperatura central no combustível ($146,5^\circ\text{C}$) foi máximo em comparação com os das outras simulações. A esta temperatura, a fase de interação U-Mo-Al deverá ser preponderante, consumindo praticamente toda a matriz de alumínio. Entretanto, para as dispersões de U-10Mo-Al, mesmo à altas queimas, o comportamento é muito estável e com indicação da manutenção da fase metaestável cúbica γ -U.

Analisando-se os resultados acima, optou-se por propor como uma primeira aproximação, fabricar para teste no reator IEA-R1 uma mini-placa de dispersão U-10Mo-Al com densidade de 5 gU/cm^3 . A esta densidade, o número de elementos combustíveis é reduzido, acarretando em vantagens econômicas e

também reduzindo o número de elementos combustíveis para estocagem. Para este combustível com 5 gU/cm^3 foram analisados os parâmetros de comportamento do combustível descritos no capítulo 2 para a espessura da interação combustível-matriz, o inchamento da liga U-Mo e o inchamento dos produtos da reação com o alumínio para uma queima máxima de 50% de U-235 (Anexo 4).

A espessura da interação matriz-combustível pode ser verificada com a equação (3) do capítulo, com $W_{Mo} = 0,1(10\%)$, $f = 4,812 \cdot 10^{12} \text{ fissões/cm}^3 \cdot \text{s} / 40$, $\Delta t = 31027968 \text{ s}$, $R = 1,987 \text{ cal/mol.k}$, $T = 418 \text{ k} (146,5^\circ\text{C})$. Assim,

$$y^2 = 2,443 \cdot 10^{-19} (1,625 - 6,25W_{Mo}) \cdot (f^{0,75}) \cdot \Delta t \cdot \exp\left\{\frac{-10.000}{RT}\right\} \quad (\text{eq.3})$$

e

$$y = 0,000000065 \text{ cm.}$$

O inchamento da liga U-Mo devido aos produtos de fissão pode ser verificado com a Eq. 4 do capítulo 2. Sendo $W_{Mo} = 0,1(10\%)$ e $f = 1,493 \cdot 10^{20} \text{ fissões/cm}^3$, o valor do inchamento será de

$$\frac{\Delta V}{V} = 0,008709564$$

O inchamento dos produtos da reação com o alumínio, equação 6, será:

$$\frac{\Delta V_r}{V_r} = 4,0 \cdot 10^{-23} \cdot 1,493 \cdot 10^{20} = 0,00597$$

Os valores acima mostram que para o caso do reator IEA-R1 e para os núcleos estudados, estes valores serão mínimos na potência de 5 MW e a densidade de 5 gU/cm^3 pode ser estudada sem maiores problemas.

Com a recente assinatura de um acordo entre o IPEN e o BEA (*Batelle Energy Alliance, LLC*) para utilização do programa *PLATE*, fica como sugestão para trabalhos futuros comparar os resultados obtidos neste programa com os resultados obtidos com o programa *PLATE*.

ANEXO 1

1. Cálculo da densidade teórica (dt) da liga U-10Mo

Dispersão U-10Mo/Al

Cálculo da fração molar da liga de urânio-molibdênio para Liga U-10Mo:

Liga U-10Mo $\left\{ \begin{array}{l} - 90\% \text{ em peso de urânio} \\ - 10\% \text{ em peso de molibdênio} \end{array} \right.$

Massa molecular de urânio: 238,03g/mol – 90%

Massa molecular de molibdênio: 95,94g/mol – 10%

Para 100g de amostra temos: 90g de U e 10g de Mo

$$\left. \begin{array}{l} 1 \text{ mol de urânio} = 238,03\text{g} \\ x \text{ mols} = 90\text{g} \end{array} \right\} \boxed{X = 0,378 \text{ mol U}}$$

$$\left. \begin{array}{l} 1 \text{ mol de molibdênio} = 95,94\text{g} \\ y \text{ mols} = 10\text{g} \end{array} \right\} \boxed{Y = 0,104 \text{ mol Mo}}$$

$$\text{Então dividindo-se: } \frac{0,378}{0,104} = 3,63 \Rightarrow \boxed{U_{3,63}Mo}$$

A densidade teórica de uma dispersão, cuja concentração em peso de U-10Mo é x, é dada por:

$$dt = \frac{1}{\frac{1-x}{\rho_{Mo}} + \frac{x}{\rho_U}} \quad (\text{Eq. 1})$$

com

x = porcentagem em peso de U da fase dispersa U-10Mo = 0,90

Densidade de urânio: $\rho_U = 18,7 \text{ g/cm}^3$

Densidade do molibdênio: $\rho_{Mo} = 10,2 \text{ g/cm}^3$

Substituindo $x = 0,90$

$$dt = \frac{1}{\frac{1-0,90}{\rho_{Mo}} + \frac{0,90}{\rho_U}}$$

$$dt = \frac{1}{\frac{1-0,90}{10,2} + \frac{0,90}{18,7}}$$

$$dt = 17,26 \text{ g/cm}^3$$

2. Cálculo da fração volumétrica da liga U-10Mo para várias densidades de urânio (D_U) na dispersão U-10Mo-Al

$$D_U = \frac{3,63 \times dt U_{3,63} Mo \times [\text{fração} \cdot \text{volumétrica} \cdot de U_{3,63} Mo] \times 238,03}{3,63 \times 238,03 + 95,94}$$

Com

V_f = fração volumétrica de U-10Mo na dispersão, temos

$$D_U = \frac{3,63 \times dt U_{3,63} Mo \times V_f U_{3,63} Mo \times 238,03}{3,63 \times 238,03 + 95,94}$$

Para a densidade (D_U) de 8 gU/cm^3 , teremos:

$$8 = \frac{3,63 \times dt U_{3,63} Mo \times V_f U_{3,63} Mo \times 238,03}{3,63 \times 238,03 + 95,94}$$

$$8 = \frac{3,63 \times 17,26 \times V_f U_{3,63} Mo \times 238,03}{3,63 \times 238,03 + 95,94}$$

$V_{f1} = 0,5149$ ou **51,5 %** em volume de U-10Mo em Al

Analogamente:

Para $D_U = 7 \text{ gU/cm}^3 \Rightarrow V_{f_2} = 0,45$ ou **45%**

Para $D_U = 6 \text{ gU/cm}^3 \Rightarrow V_{f_3} = 0,386$ ou **38,6%**

Para $D_U = 5 \text{ gU/cm}^3 \Rightarrow V_{f_4} = 0,3218$ ou **32,18%**

Para $D_U = 4 \text{ gU/cm}^3 \Rightarrow V_{f_5} = 0,2574$ ou **25,74%**

Para $D_U = 3 \text{ gU/cm}^3 \Rightarrow V_{f_6} = 0,1931$ ou **19,31%**

3. Conversão da porcentagem em volume para a porcentagem em peso de $U_{3,63}Mo$ (Para densidades teórica das fases e dispersão)

a) Cálculo da densidade da mistura (D) ($U_{3,63}Mo$ e Al)

$$D = \rho_{U_{3,63}Mo} \cdot V_f + \rho_{Al} (1 - V_f)$$

Para $V_{f_1} = 0,5149$

$$D_1 = (17,26 \times 0,5149) + 2,699 \times (1 - 0,5149)$$

$$D_1 = \mathbf{10,196 \text{ g/cm}^3}$$

Para $V_{f_2} = 0,45 \Rightarrow D_2 = \mathbf{9,2514 \text{ g/cm}^3}$

Para $V_{f_3} = 0,386 \Rightarrow D_3 = \mathbf{8,319 \text{ g/cm}^3}$

Para $V_{f_4} = 0,3218 \Rightarrow D_4 = \mathbf{7,384 \text{ g/cm}^3}$

Para $V_{f_5} = 0,2574 \Rightarrow D_5 = \mathbf{6,446 \text{ g/cm}^3}$

Para $V_{f_6} = 0,1931 \Rightarrow D_6 = \mathbf{5,510 \text{ g/cm}^3}$

b) Cálculo da fórmula molecular da mistura $U_{3,63}MoAl_r$

Para se obter a fórmula molecular da mistura $U_{3,63}MoAl_r$

onde $r = V_f$

temos:

$$N_{Al} = \frac{\rho_{Al}(1-Vf)N_0}{M_{Al}}$$

$$N_{U_{3,63}Mo} = \frac{\rho_{U_{3,63}Mo} Vf N_0}{M_{U_{3,63}Mo}}$$

$$\frac{N_{Al}}{N_{U_{3,63}Mo}} = \frac{\rho_{Al}(1-Vf)}{\rho_{U_{3,63}Mo} Vf} = r$$

$$r = \frac{959,9889}{27} \times \frac{2,699}{17,26} \cdot \frac{(1-Vf)}{Vf}$$

$$r = 5,5598 \left(\frac{1-Vf}{Vf} \right)$$

Onde:

$$M_{U_{3,63}Mo} = 959,9889$$

$$M_{Al} = 27$$

$$\rho_{Al} = 2,699 \text{ g/cm}^3$$

$$\rho_{U_{3,63}Mo} = 17,26 \text{ g/cm}^3$$

N = n°. de átomos presentes na amostra

M = n°. de massa do elemento

N_0 = de Avogadro = $6,023 \cdot 10^{23}$ átomos/mol

$$\text{Para } Vf_1 = 0,5149 \Rightarrow r_1 = 5,2380$$

$$\text{Para } Vf_2 = 0,45 \Rightarrow r_2 = 6,794$$

$$\text{Para } Vf_3 = 0,386 \Rightarrow r_3 = 8,843$$

$$\text{Para } Vf_4 = 0,3218 \Rightarrow r_4 = 11,717$$

$$\text{Para } Vf_5 = 0,25 \Rightarrow r_5 = 16,040$$

$$\text{Para } Vf_6 = 0,1931 \Rightarrow r_6 = 23,232$$

c) Cálculo da massa molecular do elemento $U_{3,63}MoAl_r$

$$M = 3,63 B + 1 C + r D$$

B = número de massa do urânio = 238,03

C = número de massa do molibdênio = 95,94

D = número de massa do alumínio = 27

$$M_1 = 3,63 \times 238,03 + 1 \times 95,94 + 5,2380 \times 27 = 1101,406$$

$$M_2 = 3,63 \times 238,03 + 1 \times 95,94 + 6,794 \times 27 = 1143,418$$

$$M_3 = 3,63 \times 238,03 + 1 \times 95,94 + 8,843 \times 27 = 1198,741$$

$$M_4 = 3,63 \times 238,03 + 1 \times 95,94 + 11,717 \times 27 = 1276,339$$

$$M_5 = 3,63 \times 238,03 + 1 \times 95,94 + 16,040 \times 27 = 1393,06$$

$$M_6 = 3,63 \times 238,03 + 1 \times 95,94 + 23,232 \times 27 = 1587,244$$

d) Cálculo da porcentagem em peso de $U_{3,63}Mo$

$$\% \text{ peso}_1 = \frac{3,63 \times 238,03 + 95,94}{M_1} = 0,871$$

$$\% \text{ peso}_2 = \frac{3,63 \times 238,03 + 95,94}{M_2} = 0,839$$

$$\% \text{ peso}_3 = \frac{3,63 \times 238,03 + 95,94}{M_3} = 0,800$$

$$\% \text{ peso}_4 = \frac{3,63 \times 238,03 + 95,94}{M_4} = 0,752$$

$$\% \text{ peso}_5 = \frac{3,63 \times 238,03 + 95,94}{M_5} = 0,689$$

$$\% \text{ peso}_6 = \frac{3,63 \times 238,03 + 95,94}{M_6} = 0,604$$

ANEXO 2

Variáveis utilizadas nos cálculos térmicos do Reator IEA-R1

$$L_a = 6,26 \text{ cm}$$

$$H_i = 12 \text{ W/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$$

$$K_{\text{fluido}} = 0,623 \cdot 10^{-2} \text{ W/cm} \cdot ^\circ\text{C}$$

$$K_c = 2,20 \text{ W/cm} \cdot ^\circ\text{C}$$

$$K_{\text{óxido}} = 1,73 \text{ W/cm} \cdot ^\circ\text{C}$$

$$L = 60,0 \text{ cm}$$

$$N_c = 24 \text{ (20 padrão + 4 controle)}$$

$$N_f = 18 \text{ (padrão)/12 (Controle)}$$

$$Pr = 5,12$$

$$r = 0,038 \text{ cm}$$

$$T_{in} = 40^\circ\text{C}$$

$$t_m = 0,076 \text{ cm}$$

$$t_w = 0,289 \text{ cm}$$

$$W = 681,0 \text{ m}^3/\text{h}$$

$$\rho = 0,995 \text{ g/cm}^3$$

$$\mu = 7,65 \cdot 10^{-3} \text{ g/cm} \cdot \text{s}$$

$$c_p = 4.174 \text{ W} \cdot \text{s/g} \cdot ^\circ\text{C}$$

$$\delta_{\text{óxido}} = 2,54 \cdot 10^{-6} \text{ cm}$$

ANEXO 3

Variáveis utilizadas nos cálculos termo-hidráulicos do núcleo do Reator IEA-R1 a 5 MW

$c_p = 4.174 \text{ J/g}\cdot\text{°C}$
$D_h = 0,55 \text{ cm}$
$E = 6,9 \cdot 10^5 \text{ bar}$
$L = 60,0 \text{ cm}$
$K_{\text{Fluido}} = 0,623 \text{ W/cm}\cdot\text{°C}$
$K_c = 1,80 \text{ W/m}\cdot\text{°C}$
$C_c = 70,75 \text{ cm}$
$N_f = 18$
$P = 1,6 \text{ bar abs}$
$P_c = 221 \text{ bar}$
$T_{\text{sat}} = 114,022 \text{ °C}$
$T_{\text{in}} = 40 \text{ °C}$
$r = 0,038 \text{ cm}$
$t_m = 0,076 \text{ cm}$
$t_p = 0,152 \text{ cm}$
$t_w = 0,289 \text{ cm}$
$v = 1,694 \text{ m/s}$
$L_c = 6,71 \text{ cm}$
$L_a = 6,26 \text{ cm}$
$\lambda = 2203,2 \text{ J/g}$
$\rho = 995,0 \text{ g/cm}^3$
$\nu = 0,33$
$Re = 14.368,7$

ANEXO 4

Densidade e taxa de fissões

Hipóteses:

- potência do reator: 5 MW;
- tamanho do núcleo: 6 EC's padrão e 4 EC's de controle semelhantes ao IEA-R1;
- densidade de U: 5 g/cm³;
- queima máxima: 50 % de ²³⁵U.

- volume de urânio em 1 placa = 0,076x6,26x60 = 28,5456 cm³;
- volume total de urânio no núcleo: (6x18+4x12)x28,5456 = 4.453,1136 cm³;
- massa total de ²³⁵U no núcleo: 5x9.133,1136x0,2 = 4.453,1136 g;
- massa total de ²³⁵U queimado: 0,5x4.453,1136 = 2.226,5568 g;
- taxa de queima de ²³⁵U: 1,24 g/MW.dia;
- tempo de queima: t_q = 2.226,5568/(1,24x5) = 359,12 dias.

A potência do reator é

$$P = \gamma \Sigma_f \phi V$$

onde γ é a energia liberada por fissão (200 MeV); Σ_f é a seção de choque macroscópica de fissão; e ϕ é o fluxo de nêutrons;

A taxa de fissão é

$$\dot{f} = \Sigma_f \phi = \frac{P}{\gamma V} = \frac{5 \times 10^6}{3,2 \times 10^{-11} \times 32.470,308} = 4,812 \times 10^{12} \text{ fissões/cm}^3 \cdot \text{s}$$

sendo $V = (7,709 \times 8,1 \times 60) \times (6 + 4 \times (12/18))$.

O número de fissões é

$$f = \dot{f} t_q = 4,812 \times 10^{12} \times 359,12 \times 86.400 = 1,493 \times 10^{20} \text{ fissões/cm}^3.$$

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- /1/ SIMÕES, A. V. **Desempenho sob irradiação de combustíveis a dispersão de MTR**. 1993. Dissertação (Mestrado) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo.
- /2/ TERREMOTO, L. A. A.; DAMY, M. A.; UMBEHAUM, P. E; CEGALLA, M. A.; YAMAGUCHI, M. **Acompanhamento da irradiação dos elementos combustíveis Nacionais no Reator IEA-R1 - (2003)**. Relatório Técnico, Nov. 2004. (PSE.CENC.IEAR1.068.00 RELT.003.00).
- /3/ FOWLER, T.B.; VONDY, D.R.; CUNNINGHAM, G.W. Nuclear Reactor Core Analysis Code: CITATION. Oak Ridge National Laboratory, 2 Jul 1971. (ORNL-TM-2496). Rev. 2.
- /4/ UMBEHAUN, P. E. **Metodologia para análise termo-hidráulica de reatores de pesquisa tipo piscina com combustível tipo placa**. 2000. Dissertação (Mestrado) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo.
- /5/ WAUGH, R. C. **The reaction and growth of uranium dioxide-aluminum fuel plates and compacts**. Oak Ridge National Laboratory. 1959. Oak Ridge, Tennessee. (ORNL-2701).
- /6/ TISSIER, A. CERCA: Working towards better LEU fuel production. **Nuclear Engineering International**. v. 36 p. 449, v. 50 p. 1, 1991.
- /7/ SNELGROVE, J. L. Qualification status of LEU fuel. In: INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS, RERTR, Sep. 28 – Oct. 1, 1987, Buenos Aires, Argentina. **Proceedings...** Buenos Aires, p. 1-18, 2002.
- /8/ DURAND, J.P.; OTTONE, J.C.; MAHE, M.; FERRAZ, G. LEU fuel development at CERCA, France. In: 21st RERTR, October, 1998, São Paulo, SP. **Proceedings...** Brazil, 1998.
- /9/ TRYBUS, C. L.; MEYWER, M.K.; CLARK, C.R. WIENCEK, T. C.; MCGANN, D.J. Design and fabrication of high density uranium dispersion fuels. In: INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS, RERTR, Oct. 5 – 10, 1997, Jackson Hole, WY. **Proceedings...** USA, 1997.

/10/ HAYES, S. L.; TRYBUS, C. L.; MEYWER, M.K. Irradiation testing of high-density uranium alloy dispersion fuels engineering division. In: INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS, RERTR, Oct. 5 – 10, 1997, Jackson Hole, WY. **Proceedings...** USA, 1997.

/11/ HOFMAN, G.L.; MEYER, M.K; RAY, A. E. Design of high density gamma-phase uranium alloys for LEU dispersion fuel applications. In: THE 1998 INTERNATIONAL REDUCED ENRICHMENT FOR TEST REACTOR CONFERENCE, Oct. 18 – 23, 1998, São Paulo, SP. **Proceedings...** São Paulo, Brazil, 1998.

/12/ SNELGROVE, J. L.; HOFMAN, G. L.; TRYBUS, C. L.; WIENCEK, T. C. Development of very-high-density fuels. In: 1ST INTERNATIONAL TOPICAL MEETING ON RESEARCH FUEL MANAGEMENT (RRFM), Feb. 5- 7, 1997, Bruges. **Proceedings...** Bruges, Belgium, 1997.

/13/ KIM, CHANG-KYU; RYU, HO-JIN; PARK, JONG-MAN; KIM, KI-HWAN; KIM, HARK-RHO; LEE, KYE-HONG. Fabrication of atomized U-Mo dispersion rod type fuel for irradiation test related to the qualification program. In: 2000 INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS, Oct. 1-6, 2000, Las Vegas, Nevada. **Proceedings...** USA, 2000.

/14/ REST, J.; HOFMAN, G. L.; KONOVALOV, I.; MASLOV, A. Calculation of evolution of the fuel microstructure in U-Mo alloys and implications for fuel swelling. In: THE 22nd INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS (RERTR), Oct. 3- 8, 1999, Budapest, Hungary. **Proceedings...** Hungary, 1999.

/15/ J. L. SNELGROVE, G L. HOFMAN, C. L. TRYBUS, T. C. WIENCEK, Development of very-high-density low-enriched-uranium fuels by the RERTR program. In: 1996 INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS, Oct. 7-10, 1996, Seoul, Korea. **Proceedings...** Korea, 1996.

/16/ HOFMAN, G. L. High density dispersion fuel. ANL/TD/RP-91010, Argonne National Laboratory, 1996.

/17/ DURAND, J. P.; OTTONE, J.C.; MAHE, M.; FERRAZ, G. LEU fuel development at CERCA(France), status as of October 1998. In: THE 1998 INTERNATIONAL REDUCED ENRICHMENT FOR TEST REACTOR CONFERENCE, 21st, Oct. 18 – 23, 1998, São Paulo, SP. **Proceedings...** São Paulo, Brazil, 1998.

/18/ WIENCEK, T. C.; PROKOFIEV, I. G. Low-enriched uranium-molybdenum fuel plate development. In: 2000 INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS, Oct. 1-6, 2000, Las Vegas, Nevada. **Proceedings...** USA, 2000.

/19/ HAYES, S.L.; MEYER, M.K.; HOFMAN, G.L.; SNELGROVE, J.L.; BRAZENER, R.A. Modeling RERTR experimental fuel plates using the PLATE code. In: INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS, Oct. 5-10, 2003, Illinois, Chicago. **Proceedings...** USA, 2003.

/20/ HOFMAN, G.L.; MEYER, M.K. Progress in irradiation performance of experimental uranium-molybdenum dispersion fuel. In: THE 24th INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS (RERTR), Nov. 3-8, 2002, San Carlos de Bariloche. **Proceedings...** Argentina, 2002.

/21/ HAYES, S.L.; HOFMAN, G.L.; MEYER, M.K; REST, J.; SNELGROVE, J.L. Modeling of high density U-Mo dispersion fuel plate performance. In: THE 24th INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS (RERTR), Nov. 3-8, 2002, San Carlos de Bariloche. **Proceedings...** Argentina, 2002.

/22/ HASKIN, Z.; SHTRIKMAN, S. A variational approach to the theory of the effective magnetic permeability of multiphase materials. **Journal of Applied Physics**, v. 33, p. 3125-3131, 1962.

/23/ PLANCQ, DAVID. **Private Communication**, CEA- Cadarache, France, 2002.

/24/ CUNNIGHAM, M. E.; PEDDICORD, K. P. Heat conduction in spheres packed in an infinite regular cubical array. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 24, p. 1081-1088, 1981.

/25/ REST, J. A theoretical model for the irradiation-enhanced interdiffusion of Al and U alloys. In: 2000 INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS, Oct. 1-6, 2000, Las Vegas, Nevada. **Proceedings...** USA, 2000. p. 146-158.

/26/ KI-HWAN, KIM; KWON, H. J.; LEE, J. S.; RYU, H. J.; PARK, J. M.; KIM, C. K. An investigation on the fuel/matrix reaction behaviors of U-Mo/Al dispersion fuels prepared with centrifugal atomization. In: 2000 INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS, Oct. 1-6, 2000, Las Vegas, Nevada. **Proceedings...** USA, 2000, p. 285-295.

- /27/ MEYER, M. K.; HOFMAN, G. L.; STRAIN, R. V.; CLARK, C. R.; STUART, J. R. Metallographic analysis of irradiated RERTR-3 fuel test specimens. In: 2000 INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS, Oct. 1-6, 2000, Las Vegas, Nevada. **Proceedings...** USA, 2000, p. 201-213.
- /28/ HOFMANN, G. L.; SNELGROVE, J. L.; HAYES, S. L.; MEYER, M. K. Progress in developing very-high-density Uranium fuels. In: 3rd INTERNATIONAL TOPICAL MEETING ON RESEARCH FUEL MANAGEMENT (RRFM), Mar. 28-30, 1999, Bruges. **Proceedings...** Bruges, Belgium, 1999.
- /29/ KIM, K-H.; PARK, J-M.; KIM, C-K.; HOFMAN, G.L.; MEYER, M.K.; SNELGROVE, J. L. Stable in-reactor performances at low temperature of U-10wt.%-Mo dispersion fuel containing centrifugally atomized powder. In: THE 22nd INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS (RERTR), Oct. 3- 8, 1999, Budapest. **Proceedings...** Budapest, Hungary, 1999.
- /30/ LEE, SANG-HYUN; KIM, JONG-CHUL; PARK, JONG-MAN; RYU, HO-JIN KIM, CHANG-KYU. An investigation on Thermophysical Properties of U-Mo Dispersion Fuel Meats. In: 2000 INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT FOR RESEARCH AND TEST REACTORS, Oct. 1-6, 2000, Las Vegas, Nevada. **Proceedings...** Las Vegas, USA, 2000.
- /31/ INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. **Research reactor core conversion from the use of highly enriched uranium to the use of low enriched uranium fuels guidebook**. IAEA, Vienna, Austria, Aug 1980. (IAEA-TECDOC-233).
- /32/ MILLER, D.R. **Critical velocities for collapse of reactor parallel plate fuel assemblies**. [S.1.:s.n.], Aug. 1958. (KAPL-1954)
- /33/ BERGLES, A.E.; ROSENOW, W.M. The determination of forced –convection surface boiling heat transfers, **Transactions of the ASME 86 (Series C-Journal of Heat Transfer)**. p. 365-375, Aug. 1964.
- /34/ LABUNTSOV, D.A. Critical thermal loads in forced motion of water which is heated to a temperature below the saturation temperature. **Soviet Journal of Atomic Energy**, v. 10, n. 5, p. 523-525, 1960.
- /35/ MIRSHAK, S.; DURANT, W.D.; TOWELL, R.H. **Heat transfer flux at burnout**. [S.1.], DuPont, Feb. 1959. (DP355).
- /36/ WOODRUF, W. L., **COBRA-3C/RERTR – A thermal-hydraulic sub channel code with low pressure capabilities and Supplement**. [S.1.]: Argonne National Laboratory, 1983.

/37/ OBERCHAIN, C. F.; PARET. ***A Program for the Analysis of Reactor Transients***, [S.1.]: Idaho National Engineering Laboratory, 1969, (IDO 17282).

/38/ KLEIN, S. A.; ALVARADO, F. L. ***EES Engineering Equation Solver for the Microsoft Windows Operating System***, Version 4.334W Dec. 1996. Middleton, WI.: F-Chart Software, 1992.

/39/ BARHEN, J.; RHOTENSTEIN, W.; TAVIV, E. ***The HAMMER Code System Technion***. Israel Institute of technology, Haifa, Israel, NP-565, 1978.

/40/ YAMAGUCHI, MITSUO. ***Comunicação pessoal***, 2004.