

DESEMPENHO SOB IRRADIAÇÃO DE COMBUSTÍVEIS A DISPERSÃO DE MTR

ANGELA VALULIS SIMÕES

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

Orientador:
Prof. Dr. Antonio Teixeira e Silva

**São Paulo
1993**

**INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO**

DESEMPENHO SOB IRRADIAÇÃO DE COMBUSTÍVEIS A DISPERSÃO DE MTR

Angela Valulis Simões

.....

í i ? v p l l

Dissertação apresentada ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares como parte dos requisitos para obtenção do grau de Mestre em Tecnologia Nuclear.

Orientador: Prof. Dr. Antonio Teixeira e Silva, IPEN/CNEN-SP

SAO PAULO

1993

Aos meus pais, Osmar e Joanna,
às minhas irmãs Cristina e Márcia,
à Wanda e ao Muniz.

AGRADECIMENTOS

À Coordenadoria para Projetos Especiais do Ministério da Marinha (COPESP), na pessoa de seu Presidente, Dr. Othon Luiz Pinheiro da Silva, pelo apoio e incentivo constantes durante o desenrolar das atividades, contribuindo para a formação do corpo científico existente no país; bem como pelo fornecimento das instalações e equipamentos colocados à disposição, possibilitando a realização deste trabalho.

Ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares da Comissão Nacional de Energia Nuclear (IPEN/CNEN-SP), na pessoa de seu Superintendente, Dr. Spero Penha Morato, pelos cursos ministrados e pela utilização do acervo bibliográfico.

Ao Prof. Dr. Antonio Teixeira e Silva, Chefe da Seção de Análise de Acidentes da COPESP, pela orientação e incentivo durante a execução do trabalho.

Ao MSc. José Augusto Perrotta, Chefe da Divisão de Engenharia do Núcleo da COPESP, pela co-orientação e acompanhamento que contribuíram para o enriquecimento do trabalho.

Ao Dr. Gilberto Gomes de Andrade, Chefe do Departamento de Sistemas Nucleares da COPESP pelo suporte concedido.

Ao Prof. Dr. Sérgio de Queiroz Bogado Leite e ao Prof. Dr. Arnaldo Homobono Paes de Andrade pela participação como membros da banca examinadora da defesa da dissertação.

Ao colega MSc. Leandro Vieira da Silva Macedo, pelos comentários técnicos que ajudaram na realização deste trabalho.

Ao amigo Régis Reis pelas colaborações, sugestões e auxílio na impressão do trabalho na sua forma final.

Ao amigo MSc. Carlos Eduardo Trindade pelas sugestões e colaborações prestadas na fase final deste trabalho.

Ao amigo Giovane Oliveira Queiroz pela colaboração prestada na execução dos desenhos existentes neste trabalho.

Ao amigo Márcio Moreira da Silva pela colaboração prestada.

A amiga Eliane Leal Dantas pela colaboração prestada.

Aos colegas Antonio Rodrigues dos Santos e Silas José de Oliveira pelo auxílio na reprodução das cópias deste trabalho.

Aos amigos do Vôlei, em especial à Gisleine, à Roberta e ao Jorge pelo apoio e pela força durante a realização deste trabalho.

A todos que direta ou indiretamente contribuíram para a realização deste trabalho.

DESEMPENHO SOB IRRADIAÇÃO DE COMBUSTÍVEIS A DISPERSÃO DE MTR

ANGELA VALULIS SIMÕES

RESUMO

Os combustíveis a dispersão U3O8-AI, UA_{1x}-A1 e U3Si2-AI utilizados em Reatores de Pesquisa e Teste de Materiais (Material Test Reactors - MTR) são estudados em termos do seu desempenho sob irradiação.

Os aspectos do desempenho sob irradiação são aliados à aspectos térmicos e termoidrâuticos para desenvolver uma metodologia de projeto que se aplique aos diferentes combustíveis dentro de critérios e limites de projeto estabelecidos para MTR. O programa computacional HEATHYD de análise térmica e termoidrâutica de combustíveis MTR é modificado de forma a incluir nos seus modelos de cálculo formulações relevantes à análise do desempenho do combustível sob irradiação.

Esta versão é utilizada para desenvolver a análise de projeto de combustíveis a dispersão U3O8-AI, UA_{1x}-A1 e U3Si2-AI sob irradiação em MTR.

IRRADIATION PERFORMANCE OF MTR DISPERSION FUELS

ANGELA VALULIS SIMÕES

ABSTRACT

The U3O8-AI, UAl_x-Al and U3Si2-AI dispersion fuels of Material Test Reactors (MTR) are analyzed in terms of their irradiation performance.

The thermal, thermal-hydraulic, and irradiation performance characteristics of the fuels are combined to develop a design methodology that can be applied to the different fuels based on design criteria established to MTR.

The computational program HEATHYD used in the thermal and thermal-hydraulic analyses of MTR fuels is modified in its calculations to include relevant formulations for fuel irradiation performance. This new version is used to analyse U3O8-AI, UAl_x-Al, and U3Si2-AI dispersion fuels under irradiation in MTR.

ÍNDICE

	Página
AGRADECIMENTOS.....	i
RESUMO.....	iü
ABSTRACT.....	iv
LISTA DE FIGURAS.....	xii
LISTA DE TABELAS.....	xiii
LISTA DE SÍMBOLOS.....	xvi
Capítulo I - Introdução.....	1
Capítulo II - Histórico da Utilização de Combustíveis a Dispersão de MTR.....	5
Capítulo III - Variáveis de Fabricação e Fenômenos em Escala Microscópica que Influenciam no Desempenho sob Irradiação de Combustí- veis MTR.....	19
III.1 - Variáveis de Fabricação de Combustíveis MTR e Especificações Técnicas de Fabricação de Par- tículas Combustíveis.....	19
III.1.1 - Diâmetro da Partícula Combustível.....	19
III.1.2 - Morfologia da Partícula Combustível.....	22
III.1.3 - Massa Específica da Partícula Combustível.....	23

III.1.4 - Área de Superfície Específica da Partícula Combustível.....	24
III.1.5 - Fração em Volume de Combustível.....	25
111.2 - Considerações a Respeito da Homogeneização e Especificações Técnicas para Partículas de Alumínio.....	33
III.2.1 - Diâmetro da Partícula de Alumínio.....	33
III.2.2 - Limitação de Impurezas na Partícula de Alumínio.....	33
111.3 - Fenômenos em Escala Microscópica que Influenciam no Desempenho sob Irradiação de Combustíveis a Dispersão de MTR.....	35
111.3.1 - Inchamento da Partícula Combustível.....	37
111.3.2 - Densificação da Partícula Combustível no Início da Queima.....	38
111.3.3 - Reações Químicas Matriz-Partícula.....	38
III.3.3.1 - Reações Químicas nas Dispersões U ²³⁵ O ₂ -Al.....	38
III.3.3.2 - Reações Químicas nas Dispersões UAl _x -Al.....	41
III.3.3.3 - Reações Químicas nas Dispersões U ₃ Si ₂ -Al.....	43
111.3.4 - Inchamento e Endurecimento das Ligas de Alumínio sob Irradiação.....	45

111.4	- Fenômeno que Ocorre Externamente à Placa Combustível e que Afeta o seu Desempenho sob Irradiação (Corrosão do Revestimento).....	46
111.5	- Síntese Desenvolvida para os Combustíveis a Dispersão.....	48
III. 5.1	- Dispersões U3O8-AI.....	49
III. 5.2	- Dispersões UA _{1x} -Al.....	50
III. 5.3	- Dispersões U3Si2-AI.....	51
111.6	- Especificações Técnicas para as Placas Combustíveis de MTR.....	52
III. 6.1	- Massa Específica de Urânio na Placa.....	52
III. 6.2	- Porosidade.....	52
III. 6.3	- Espessura Mínima do Revestimento.....	53
III. 6.4	- Geometria.....	53
III. 6.5	- Revestimento.....	53
III. 6.6	- Defeitos na Superfície.....	54
III. 6.7	- Tratamento Superficial.....	55
Capítulo IV	- Exames Pós-Irradiação de Combustíveis a Dispersão U3O8-AI e Verificação das Especificações Técnicas do Combustível a Dispersão U3O8-AI fabricado no IPEN.....	56

Capítulo V - Projeto Térmico e Termoidráulico de Combustíveis a Dispersão de MTR	63
V.1 - Critérios e Limites de Projeto para Combustíveis MTR	63
V.2 - Programas Computacionais de Análise Térmica e Termoidráulica	66
V.2.1 - Programa Computacional HEATHYD	66
V.2.1.1 - Cálculos Hidráulicos (Subrotina KUEHL)	67
V.2.1.2 - Cálculos Térmicos	68
V.2.1.2.1 - Modelo de Transferência de Calor	68
V.2.1.3 - Modelos para Condições Críticas	72
V.2.2 - Programa Computacional COBRA-3C/RERTR	74
V.2.3 - Programa Computacional Argentino	76
V.2.4 - Programas Computacionais Peruano (DTPMOD e TERMIC-1D)	78
V.3 - Comparações Realizadas entre os Programas e as Formulações Recomendadas pela IAEA	79
V.3.1 - Comparação entre os Resultados Obtidos com os Programas Computacionais HEATHYD e COBRA-3C/RERTR	79

V.3.2 - Comparação entre o Programa Computacional HEATHYD e os Programas Desenvolvidos na Argentina e no Peru	84
V.3.3 - Comparação entre os Resultados Obtidos com o Programa Computacional HEATHYD e com as Formulações Recomendadas pela IAEA	85
Capítulo VI - Modificações Realizadas no Programa HEATHYD.....	87
VI.1 - Modificações nos Modelos de Transferência de Calor.....	87
VI.1.1 - Temperatura na Superfície Externa do Reves- timento.....	87
VI.1.2 - Temperatura na Superfície Interna do Reves- timento.....	88
VI.1.3 - Queda de Temperatura na Interface Cerne-Revestimento.....	88
VI.1.4 - Temperatura na Superfície do Cerne.....	89
VI.1.5.- Temperatura Central da Placa Combustível.....	89
VI.2 - Comparações Realizadas entre o Programa HEATHYD Modificado e o COBRA-3C/RERTR	92
VI.3 - Adequação do Programa HEATHYD para Análise do Desempenho do Combustível sob Irradiação.....	95
VI.4 - Introdução de Fatores de Incerteza no Programa HEATHYD	98

VI.5 - Nova Sequência dos Cálculos Realizados pelo Programa HEATHYD Modificado	104
Capítulo VII - Análise de Combustíveis MTR com o Programa HEATHYD Modificado e Discussão dos Resultados	106
VII.1 - Análises Realizadas com o Programa HEATHYD Modificado	107
VII.1.1 - Dados de Projeto do Elemento Combustível a Dispersão U308-AI	107
VII.1.2 - Dados de Projeto do Elemento Combustível a Dispersão UA _{1x} -A1	110
VII.1.3 - Dados de Projeto do Elemento Combustível a Dispersão U3SÍ2-AI	111
VII.2 - Análise dos Elementos Combustíveis a Dispersão com o Programa HEATHYD Modificado	115
VII.3 - Discussão dos Resultados Obtidos nas Análises	121
VII.3.1 - Dispersões UA _{1x} -A1 e U308-AI	121
VII.3.2 - Dispersões U3SÍ2-AI	122
Capítulo VIII - Conclusões	126

Capítulo IX - Referências Bibliográficas	129
Apêndice 1 - Fluxograma Simplificado do Programa HEATHYD Original	140
Apêndice 2 - Fluxograma Simplificado do Programa HEATHYD Modificado	142
Apêndice 3 - Dados de Entrada do Programa HEATHYD Modifi- cado - Análise do Elemento Combustível IEA-130	147
Apêndice 4 - Dados de Entrada do Programa HEATHYD Modifi- cado - Análise do Elemento Combustível IEA-123	148
Apêndice 5 - Dados de Entrada do Programa HEATHYD Modifi- cado - Análise do Elemento Combustível a Dispersão U3SÍ2-AI a 10MW	149

LISTA DE FIGURAS

	Página
FIGURA 2.1 - Massa específica de urânio no cerne em função da concentração em volume de combustível.....	7
FIGURA 2.2 - Fluxograma simplificado das etapas de fabricação de combustíveis tipo placa com postos de dispersões.....	8
FIGURA 2.3 - Elemento combustível tipo placa.....	10
FIGURA 2.4 - Fixação das placas combustíveis nas placas suporte laterais.....	11
FIGURA 2.5 - Variação da massa específica de combustível no cerne em função da concentração em volume de várias combinações.....	16
FIGURA 3.1 - Representação esquemática da microestrutura de um combustível a dispersão com partículas combustíveis de tamanhos diferentes.....	21
FIGURA 3.2 - Placas combustíveis compostas de dispersões U3O3-AI com diferentes concentrações em volume da fase físsil.....	26
FIGURA 3.3 - Placa combustível com ocorrência de "dogboning".....	

LISTA DE TABELAS

		Página
TABELA 3.1	- Limites de impurezas nas partículas de U3O8.	30
TABELA 3.2	- Limites de impurezas nas partículas de UA1 _x	31
TABELA 3.3	- Limites de impurezas nas partículas de U3Si2.	32
TABELA 3.4	- Limites de impurezas nas partículas de alumínio.	34
TABELA 4.1	- Principais características das partículas combustíveis e das partículas de alumínio utilizadas no IPEN.	60
TABELA 4.2	- Principais características dos compactados utilizados no IPEN.	61
TABELA 4.3	- Principais características do revestimento e das placas combustíveis utilizadas no IPEN.	61
TABELA 5.1	- Parâmetros de projeto do reator IEA-R1.	80
TABELA 5.2	- Resultados obtidos com os programas HEATHYD e COBRA-3C/RERTR para o EC IEA-130 no reator IEA-R1 antes da mudança no valor do calor específico no Programa HEATHYD.	81
TABELA 5.3	- Resultados obtidos com os programas HEATHYD e COBRA-3C/RERTR para o EC IEA-130 no reator IEA-R1 após a mudança no valor do calor específico no programa HEATHYD.	83
TABELA 5.4	- Resultados obtidos com o programa HEATHYD e com formulações da IAEA para o EC IEA-130 no reator IEA-R1 a 2MW.	86

TABELA 6.1	- Resultados obtidos com os programas HEATHYD modificado e COBRA-3C/RERTR para o EC IEA-130 no reator IEA-R1 a 2MW.....	94
TABELA 6.2	- Subfatores de incerteza para composição das incertezas globais.....	103
TABELA 6.3	- Subfatores de incerteza para cálculo da pressão.....	104
TABELA 7.1	- Características principais do EC IEA-130.....	108
TABELA 7.2	- Valores de queima obtidos pelo EC IEA-130 desde a sua entrada no núcleo até agosto de 1990.....	109
TABELA 7.3	- Valores de queima do EC IEA-130 desde a sua entrada no núcleo até aproximadamente $9,7 \cdot 10^4$ horas (11 anos) de permanência no mesmo.....	109
TABELA 7.4	- Características principais do EC IEA-123.....	110
TABELA 7.5	- Valores de queima do EC IEA-123 desde a sua entrada no núcleo até aproximadamente 13 anos de permanência no mesmo.....	111
TABELA 7.6	- Características principais do EC padrão preliminar proposto para utilização no núcleo do reator IEA-R1 a 10MW.....	112
TABELA 7.7	- Parâmetros de projeto do reator IEA-R1 a 10MW.....	113
TABELA 7.8	- Estimativa de queima em função do tempo do EC composto de dispersões U3SÍ2-AI.....	114
TABELA 7.9	- Resultados obtidos para as dispersões U308-AI (valores nominais de projeto).....	116
TABELA 7.10	- Resultados obtidos para as dispersões U308-AI (com coeficientes de incerteza).....	117

TABELA 7.11	- Resultados obtidos para as dispersões UA1 _x -A1 (valores nominais de projeto).....	118
TABELA 7.12	- Resultados obtidos para as dispersões U3SÍ2-AI (valores nominais de projeto).....	119
TABELA 7.13	- Resultados obtidos para as dispersões U3SÍ2-AI (com coeficientes de incerteza).....	120

LISTA DE SÍMBOLOS

- A = área de transferência de calor; constante que depende do pH do refrigerante
- ALFAI(I,J) = coeficiente de transferência de calor para o ponto I do canal J
- ALPHAZ(I) = coeficiente de perda de pressão na entrada para o canal I
- cp = calor específico
- D = diâmetro hidráulico do canal de refrigeração
- Dh = diâmetro equivalente aquecido do canal de refrigeração
- DPE(I) = perda de pressão na entrada do canal I
- DPR(I) = perda de pressão devido ao atrito no canal I
- DPW(I) = perda de pressão dinâmica no canal I
- DTFI = ganho de temperatura do refrigerante
- f1 = incerteza no teor de urânio em uma placa combustível
- f2 = incerteza na medida de potência
- f3 = incerteza na variação da superfície ativa
- f4 = incerteza na variação da seção do canal em consequência da tolerância na distância entre placas
- f5 = incerteza na variação da velocidade no canal em relação a velocidade nominal
- f6 = incerteza na distribuição de urânio
- f*l = incerteza na densidade de urânio
- f8 = incerteza na validade da expressão para calcular o coeficiente de transferência de calor
- f9 = incerteza na variação da pressão atmosférica
- f10 = incerteza no decréscimo do nível de água em relação ao nível nominal

fl1 = incerteza na variação do peso específico da água
 devido as variações de temperatura

fl2 = incerteza na validade da expressão da perda de pressão
 por atrito

fl3 = incerteza na validade da expressão que calcula a perda
 de pressão devido as singularidades

fl4 = incerteza na correlação utilizada

fbi = iésimo subfator para incerteza global F; iésimo
 subfator com erro estatístico

^{si} = iésimo subfator com erro sistemático

F = densidade de fissão da placa combustível

Fl = incerteza no aquecimento da água; incerteza global 1

F2 = incerteza na queda de temperatura entre o revestimento
 e o refrigerante; incerteza global 2

F3 = incerteza no sobreaquecimento; incerteza global 3

FA = fator de fluxo axial

FAKl(I) = fator de atrito no canal I

EC = elemento combustível

FVd = fração em volume da fase dispersa

h = coeficiente de transferência de calor entre o
 revestimento e o refrigerante

H = coeficiente de transferência de calor entre o
 combustível e o revestimento

k = condutividade térmica

kal = condutividade térmica do alumínio

kc = condutividade térmica do revestimento

kd = condutividade térmica da fase dispersa

kf = condutividade térmica do cerne

km = condutividade térmica do material que compõe a matriz

koxido = condutividade térmica da camada de óxido

k_r = condutividade térmica do refrigerante
 k_{ss} = condutividade térmica do aço-inoxidável
 k_{UAlx} = condutividade **térmica** do UAlx
 k_{UO2} = condutividade térmica do UO2
 k_{u308} = condutividade térmica do U3O8
 k_{U3Si2} = condutividade térmica do U3Si2
 k_{zr-2} = condutividade térmica do zircaloy-2
 k_{zr-4} = condutividade térmica do zircaloy-4
 L_h = comprimento aquecido do canal de refrigeração
 L_t = comprimento total da placa combustível
 n = parâmetro de despreendimento de bolhas
 N_f = número de placas combustíveis existentes em um elemento combustível
 Nu = número de Nusselt
 P = pressão de saída
 P_A = pressão atmosférica
 P_c = pressão crítica do refrigerante
 P_{CA} = pressão da coluna de água
 P_E = pressão de entrada
 Pr = número de Prandtl
 P_z = pressão local
 q = fluxo de calor local
 $q_i \bullet \bullet$ = calor gerado por unidade de volume
 q_c = fluxo de calor crítico
 q_s = energia gerada em meia placa combustível
 q_{onb} = fluxo de calor no qual se tem início a ebulição nucleada
 Q_{ONB} = fluxo de calor no qual se tem início a ebulição nucleada no nó axial I no canal J
 Q_{PII} = .fluxo de calor local

r = espessura do revestimento
 R - parâmetro que depende do projeto do combustível
 Re = número de Reynolds
 s = meia espessura ativa da placa combustível
 Sf = margem de segurança para o início da instabilidade de fluxo
 t = período de operação do elemento combustível
 $toxido$ = espessura da camada de óxido
 Tc = temperatura do refrigerante
 Tf = temperatura na região central da placa combustível
 $TFL(I,J)$ = temperatura do refrigerante no nó axial I , do canal J
 Tin = temperatura de entrada do refrigerante
 $TPI(I,J)$ = temperatura da superfície externa do revestimento no nó axial I , do canal J
 $Tonb$ = temperatura na qual se inicia a ebulição nucleada
 $Tout$ = temperatura de saída do refrigerante
 TrO = temperatura na superfície externa do revestimento;
 temperatura na superfície externa da camada de óxido
 Tre = temperatura na superfície externa do revestimento
 Tri = temperatura na superfície interna do revestimento
 Ts = temperatura na superfície externa do revestimento;
 temperatura na superfície externa do revestimento para ONB
 TS = temperatura de ebulição do refrigerante
 $tsat$ = temperatura de saturação do refrigerante
 $TSAT$ = temperatura da superfície externa do revestimento (acima de TS)
 Tsn = temperatura na superfície do cerne
 U = velocidade do refrigerante no canal de refrigeração
 Vv = fração de vazios provenientes da fabricação

$W(I)$ = velocidade do refrigerante no canal I

X = espessura do filme de óxido

U_c = viscosidade dinâmica à temperatura do refrigerante

ia_e = viscosidade dinâmica à temperatura da superfície
externa do revestimento

p = massa específica

X = calor de vaporização

AT_{sat} = sobreaquecimento

AT_{sub} = subsaturação do refrigerante

AT = queda de temperatura na interface cerne-revestimento

$\Delta V/V$ = inchamento da placa combustível

I. INTRODUÇÃO

O reator IEA-R1 do IPEN-CNEN/SP é um reator de pesquisa tipo piscina aberta, construído e projetado pela firma norte-americana Babcox & Wilcox, que vem operando desde 1958 a uma potência de 2MW. Água leve desmineralizada é usada como refrigerante e moderador e grafite como refletor.

Até 1981, os elementos combustíveis no reator IEA-R1 eram do tipo MTR ("Material Test Reactor") consistindo de ligas de U-Al enriquecidas a 93,15% em ^{235}U ("High Enriched Uranium - HEU") de fabricação americana.

Com as restrições impostas ao comércio e utilização de combustíveis com urânio altamente enriquecido, o IPEN iniciou um programa de estudos visando a realização a longo prazo da conversão total do núcleo do reator IEA-R1 de combustíveis HEU para LEU ("Low Enriched Uranium"). A primeira providência tomada neste sentido foi a aquisição na Alemanha de cinco elementos combustíveis a dispersão $\text{UA1}_x\text{-Al}$ enriquecidos a 19,75% em ^{235}TJ . Estes elementos denominados IEA - 123, 124, 125, 126 e 127 começaram a ser irradiados no reator IEA-R1 em 1981. A segunda providência foi a fabricação pelo Departamento de Metalurgia Nuclear do IPEN de combustíveis a dispersão U308-Al enriquecidos a 19,95% em ^{235}u . inicialmente, foram fabricados dois elementos combustíveis incompletos, o IEA-128 e o IEA-129 que possuem, respectivamente, 2 e 10 placas de combustível, sendo as restantes de alumínio, totalizando nos dois casos 18 placas. Com o bom desempenho destes combustíveis no reator IEA-R1, cerca de 8 elementos combustíveis completos a dispersão U308-Al foram fabricados pelo Departamento de Metalurgia Nuclear do IPEN, seguindo as mesmas especificações técnicas de fabricação dos

anteriores. Estes combustíveis denominados IEA-130, 131, 132, 133, 134, 135, 136 e 137 estão sendo irradiados no reator IEA-R1 em substituição aos elementos combustíveis altamente enriquecidos. Atualmente, existem no núcleo do reator IEA-R1 aproximadamente 50% de elementos combustíveis HEU e 50% de elementos combustíveis LEU.

Os elementos combustíveis a dispersão U3O3-AI fabricados no IPEN seguem rigorosas especificações técnicas ditadas por fabricantes tradicionais. Entretanto, a garantia de um bom desempenho sob irradiação desta dispersão só pode ser confirmada através de minuciosos exames pós-irradiação. O Brasil não possui nem reatores de alto fluxo neutrônico nem células quentes para exames pós-irradiação. A consequência no primeiro caso é a impossibilidade de se atingir queimas elevadas em tempos de irradiação pequenos, onde danos no combustível aparecem em maior escala. Assim, a irradiação dos combustíveis fabricados no IPEN tem sido feita diretamente no reator IEA-R1. No segundo caso, não é possível desenvolver exames pós-irradiação, onde os danos no combustível possam ser examinados através de testes destrutivos. O programa de acompanhamento da irradiação dos combustíveis no reator IEA-R1 está limitado à observações visuais e testes não destrutivos dentro da piscina do reator. À queimas determinadas, o combustível é retirado do reator para observação e testes não destrutivos. Caso seja atestado o seu bom desempenho, ele é recolocado no reator até um próximo nível de queima estipulado. Como os elementos combustíveis completos seguem as mesmas especificações técnicas do primeiro elemento combustível fabricado, a garantia do bom desempenho deste último pode ser a garantia do bom desempenho dos elementos colocados posteriormente no reator. Entretanto, deve ser notado que cada novo combustível segue rigorosamente o mesmo programa de acompanhamento dos anteriores.

Conjuntamente com os estudos da conversão do núcleo do reator IEA-R1 e tendo em vista a crescente necessidade de produção de radioisótopos no Brasil, estudos foram iniciados no IPEN para o aumento da potência deste reator de 2MW para 10MW. A Divisão de Física de Reatores do IPEN ficou responsável pelo projeto da nova configuração do núcleo do reator IEA-R1, utilizando combustíveis com baixo enriquecimento. Os estudos preliminares desenvolvidos resultaram em um núcleo composto de elementos combustíveis a dispersão U3SÍ2-A1.

A Divisão de Engenharia do Núcleo da COPESP tem entre suas atribuições o projeto e a análise do desempenho sob irradiação de elementos combustíveis de reatores nucleares. Em vista da dificuldade de se qualificar novos combustíveis antes de sua colocação no reator, ela optou por desenvolver uma rigorosa pesquisa bibliográfica que abrangesse a experiência mundial na utilização, projeto e análise do desempenho sob irradiação de combustíveis a dispersão.

Este trabalho apresenta uma extensa revisão bibliográfica do comportamento sob irradiação dos combustíveis a dispersão U3O8-A1, UA1_x-A1 e U3SÍ2-A1. Neste levantamento são verificadas as variáveis de fabricação e o conjunto de fenômenos que influenciam no desempenho destes combustíveis sob irradiação. Este estudo é estendido para avaliar as especificações técnicas de fabricação do elemento combustível U3O8-A1 do IPEN e fornecer subsídios para estabelecer especificações técnicas de fabricação para combustíveis a dispersão UA1_x-A1 e U3SÍ2-A1.

Conjuntamente com a análise do desempenho do combustível sob irradiação, este trabalho estabelece as diretrizes para o projeto térmico e termoidrúlico de elementos combustíveis MTR. Estas diretrizes são baseadas na utilização do programa computacional de

análise termoidráulica HEATHYD e no atendimento à critérios e limites de projeto estabelecidos para MTR. O programa computacional HEATHYD é comparado ao programa COBRA-3C/RERTR e a programas computacionais argentino e peruano de análise térmica e termoidráulica de MTR. As formulações e modelos de cálculo do programa HEATHYD são modificadas de forma a estender a sua análise ao desempenho do combustível sob irradiação. Para maior flexibilidade de projeto são introduzidos nos modelos de cálculo do programa HEATHYD coeficientes de incerteza, que previnem as incertezas nos dados de fabricação e projeto dos combustíveis estudados.

O programa HEATHYD modificado é utilizado para desenvolver a análise de combustíveis a dispersão U3O3-AI, UA1_x-Al e U3SÍ2-AI a potências nominais de operação, respectivamente, de 2MW, 2MW e 10MW no reator IEA-R1. Os resultados são discutidos e comparados frente a critérios e limites de projeto estabelecidos para MTR.

II. HISTÓRICO DA UTILIZAÇÃO DE COMBUSTÍVEIS A DISPERSÃO DE MTR

Elementos combustíveis tipo placa a base de alumínio começaram a ser utilizados em MTR no início dos anos 50. Um dos primeiros reatores a utilizá-los foi o BSR ("Bulk Shielding Reactor"), desenvolvido pelo ORNL ("Oak Ridge National Laboratory") em 1950. Estes elementos possuíam no seu cerne uma liga de U-Al com 10 a 20% em peso de urânio altamente enriquecido ($> 90\%$ em peso de ^{235}U (1)).

Em meados dos anos cinquenta, em vista da preocupação com a não proliferação de armas nucleares, a "Atomic Energy Commission" dos Estados Unidos requisitou ao 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). Este reator deveria ser apresentado na conferência de Genebra em agosto de 1955. Devido ao pouco tempo disponível, tornou-se impossível ao ORNL realizar grandes modificações no projeto do combustível, uma vez que a tecnologia existente estava voltada para a fabricação de combustíveis com alto enriquecimento. Sendo assim, o ORNL optou simplesmente por aumentar por um fator de 5 a quantidade de urânio em cada placa combustível (conservando as demais variáveis de projeto). Desta forma, ele garantia que a reatividade do núcleo do reator não se alteraria devido à redução do enriquecimento (2).

As ligas de U-Al, que vinham sendo utilizadas em MTR 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 estas altas concentrações de urânio apresentaram problemas de fragilidade e de falta de homogeneidade da composição, tornando inviável a sua utilização (2).

Para contornar este 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 e o UO_2 apresentaram-se como os mais promissores a possíveis utilizações, sendo que a utilização do UO_2 era a mais viável, devido à sua maior massa específica (Figura 2.1). Além de novos materiais, novas técnicas de fabricação tiveram que ser desenvolvidas, surgindo os combustíveis a dispersão fabricados pela técnica da metalurgia do pó, uma vez que era impossível combinar os novos materiais em uma liga. Através desta técnica de fabricação pensava-se obter, além de uma distribuição homogênea da fase físsil, concentrações que não comprometessem as etapas de fabricação subsequentes. Outra vantagem oferecida pela técnica da metalurgia do pó era que através da mesma seria possível incorporar com facilidade nas placas combustíveis quantidades conhecidas de veneno queimável. Entretanto, para garantir a integridade mecânica das placas, a concentração em volume da fase dispersa deveria ser limitada em 45-50% em volume (3) _

Na técnica de fabricação da metalurgia do pó (Figura 2.2), quantidades conhecidas de pó combustível e de pó de alumínio são misturadas até se obter um conjunto homogêneo. Este conjunto é posteriormente prensado e colocado em um forno de desgaseificação (aquecido entre $550^{\circ}C$ e $590^{\circ}C$), formando o que é denominado compactado. Este compactado é então envolvido lateralmente por uma moldura de liga de alumínio. A moldura e o compactado são cobertos em suas faces por placas de liga de alumínio, formando uma espécie de "sanduíche". Este conjunto é então laminado a quente, sendo o último passo de laminação dado a frio, para atingir as dimensões e resistência -mecânica necessárias a placa. Em consequência deste

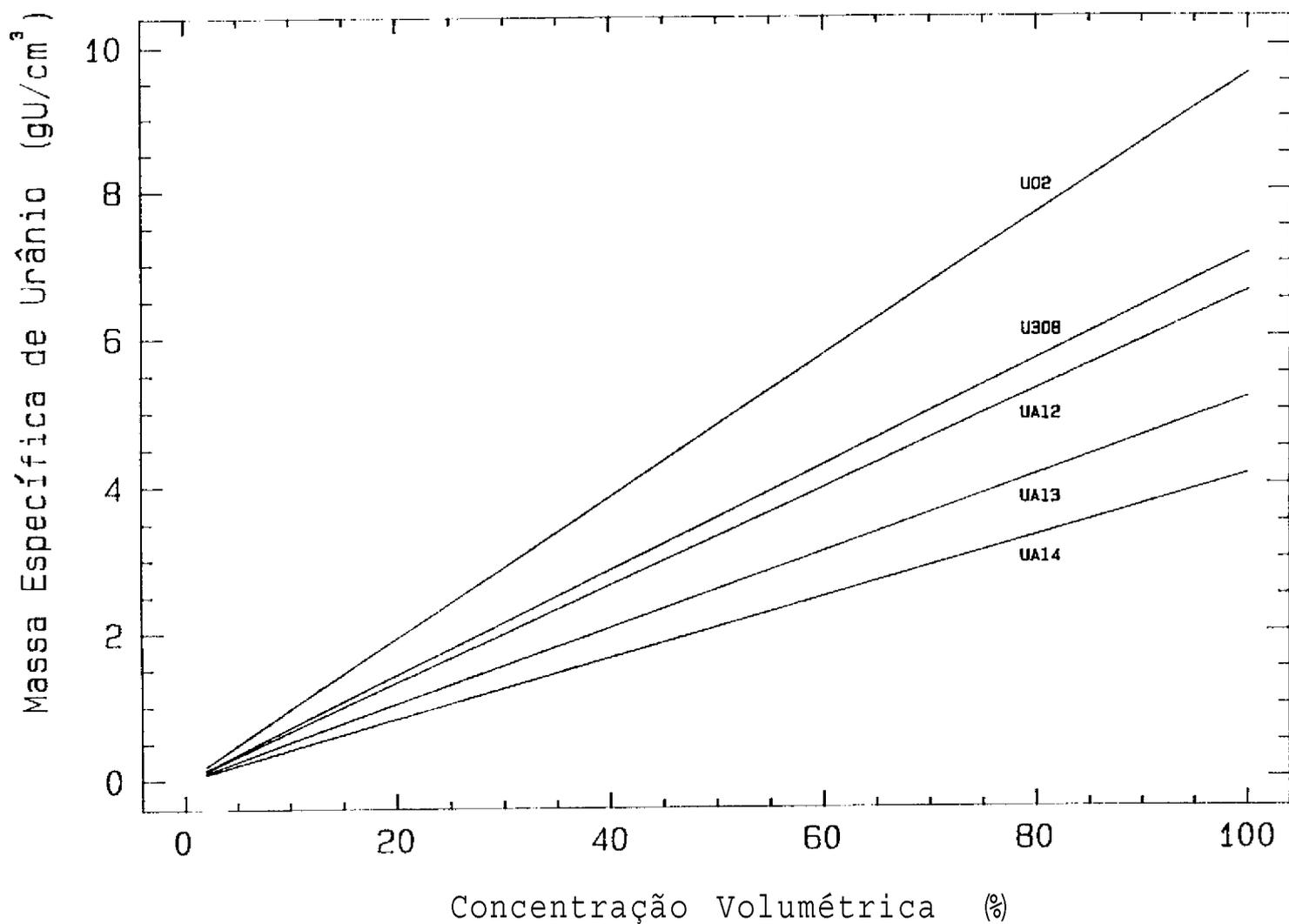


Figura 2.1 - Massa específica de urânio no cerne em função da concentração em volume de combustível.

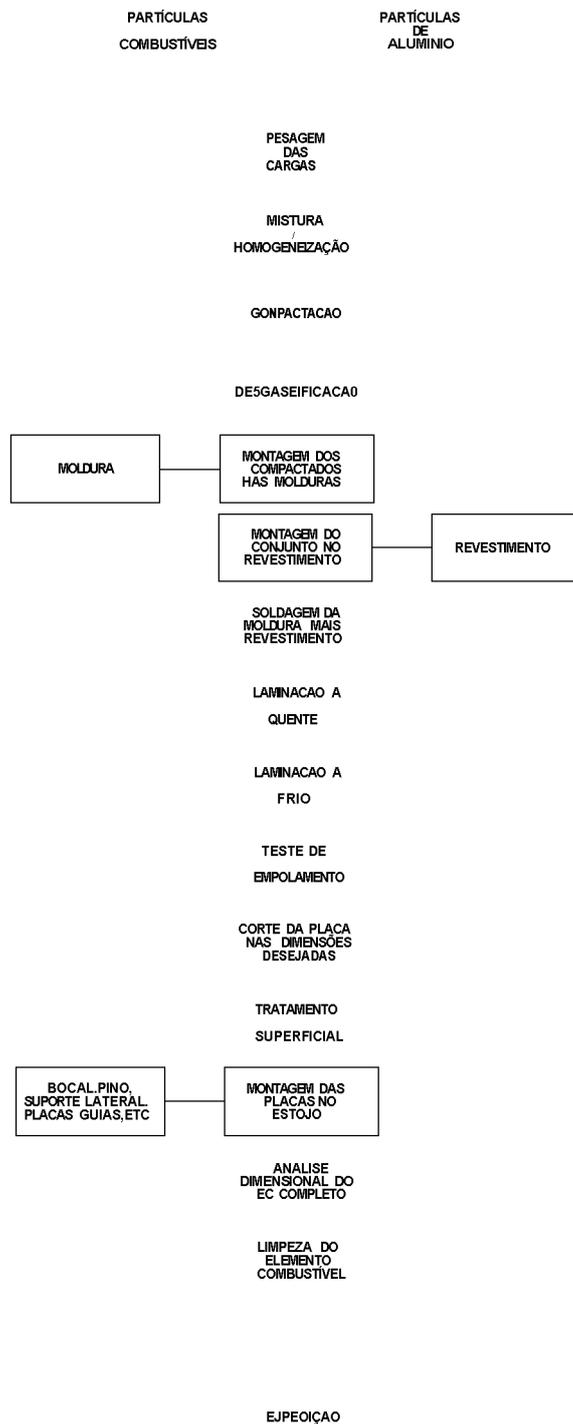


Figura 2.2 - Fluxograma simplificado das etapas de fabricação de combustíveis tipo placa compostos de dispersões.

processo, o que se obtém é uma placa combustível em que o cerne é composto por uma dispersão de material físsil em alumínio (UO_2-Al , $^{238}U-Al$), onde o urânio está disperso de forma próxima à homogênea em quantidades determinadas. Seu revestimento é totalmente estanque, já que existe um caldeamento entre revestimento, moldura e compactado. As características de cada pó, bem como do revestimento e da moldura devem ser compatíveis para um bom caldeamento na laminação, boa configuração geométrica do cerne, boa homogeneidade do cerne e bom desempenho sob irradiação.

Os elementos combustíveis utilizados atualmente em MTR (Figura 2.3) são formados por um conjunto de placas planas, como as obtidas acima, dispostas paralelas umas às outras. As dimensões de cada placa combustível, a quantidade de placas em um elemento e o espaçamento entre elas são ditados pelo projeto neutrônico/termoidráulico tendo viabilidade comprovada pelos aspectos de fabricação e de desempenho sob irradiação. As placas são mantidas fixas e alinhadas por duas placas suporte laterais (Figura 2.4). Estas placas contêm estrias paralelas onde são encaixadas as placas combustíveis, sendo estas fixadas rigidamente por um processo de cravamento. As placas suporte laterais são fixadas na extremidade inferior a uma peça denominada bocal de extremidade. As funções do bocal são: servir de base de fixação das placas suporte laterais, servir de apoio do elemento combustível na placa matriz do núcleo e servir de guia do fluido refrigerante através da placa matriz do núcleo. As placas suporte laterais são fixadas através de parafusos ao bocal de extremidade. Na extremidade superior das placas suporte laterais existe um pino de sustentação unindo as duas placas. Este pino serve para enrijecer o conjunto, fixando as placas laterais, e de apoio para o manuseio do elemento combustível nas inserções e retiradas do núcleo. As placas

Figura 2.3 - Elemento combustível tipo placa.

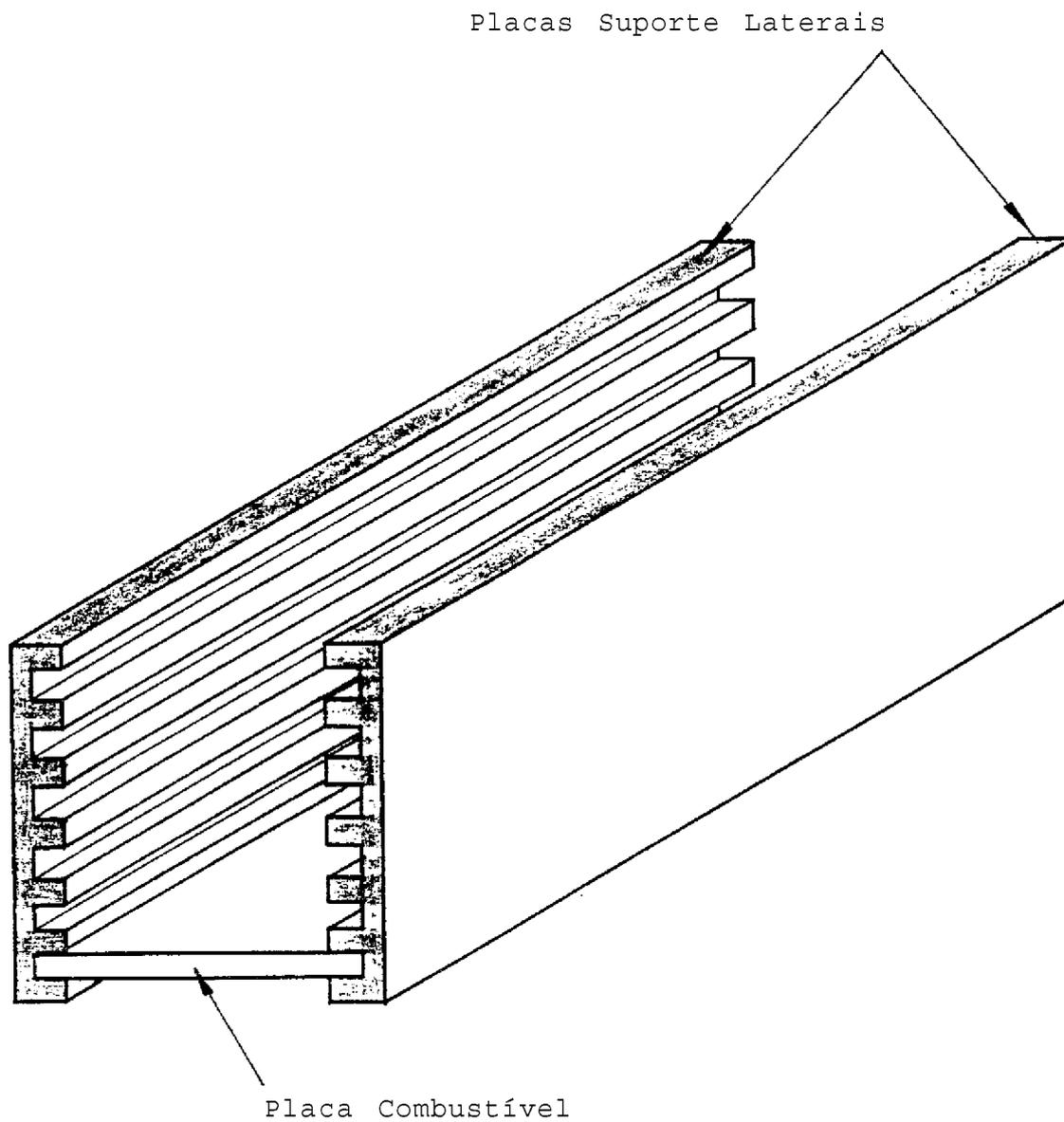


Figura 2.4 - Fixação das placas combustíveis nas placas suporte laterais.

combustíveis externas do elemento combustível possuem um comprimento ativo idêntico às placas combustíveis internas, mas possuem um comprimento total maior de forma que elas são também fixadas por parafusos ao bocal de extremidade. Os canais de água entre as placas combustíveis são fechados entre si ao longo da altura das placas. Todos os componentes estruturais do elemento combustível, ou seja, placa suporte lateral, bocal de extremidade e pino de sustentação são de ligas de alumínio

O primeiro combustível tipo dispersão a base de alumínio fabricado utilizando a técnica da metalurgia do pó foi o UO₂-Al (partículas de UO₂ dispersas em uma matriz de alumínio) com aproximadamente 50% em peso (20% em volume) de UO₂ (1,92gU/cro.3) (vide Figura 2.1) (2). Muitas das placas fabricadas e testadas apresentaram, no entanto, aumentos de volume significativos (muitas vezes além dos limites aceitáveis), tanto durante as etapas de fabricação (onde as temperaturas envolvidas são altas) como ao longo da queima. Estes aumentos de volume foram atribuídos às reações químicas que ocorreram entre o UO₂ e o alumínio, com conseqüente formação de compostos intermetálicos e óxido de alumínio. As reações ocorriam rapidamente a altas temperaturas (aproximadamente 600^o e com maior lentidão a temperaturas mais baixas (menores que 400^o ' 2)). Apesar de todos os problemas encontrados com este tipo de dispersão, um número expressivo de elementos combustíveis foram preparados para serem utilizados no reator GCR ("Geneva Conference Reactor"), mas era evidente que novas combinações de materiais deveriam ser pesquisadas e testadas para serem utilizadas neste e em outros reatores a partir daquela data (2) .

Uma combinação de materiais que parecia ser promissora era a de U₃O₈ com alumínio. Dispersões utilizando estes dois materiais

começaram a ser fabricadas e testadas pelos pesquisadores do ORNL no final de 1955. Todos os testes realizados indicavam que estas dispersões não apresentavam problemas durante as etapas de fabricação, desempenhavam-se muito bem sob irradiação e não ofereciam problemas no que diz respeito às reações químicas matriz-partícula ao longo da queima. Sendo assim, por oferecerem maior segurança que as dispersões UO₂-Al, elas passaram a ser utilizadas em reatores de testes de materiais norte-americanos (5,6) _

O primeiro reator que utilizou combustíveis tipo dispersão U₃O₈-Al (39% em peso, 17% em volume de U₃O₈ e 1,2gU/cm³) foi o reator Argonauta (10MW) desenvolvido e construído pelo ANL ("Argonne National Laboratory") em 1956 (7). A partir desta data, vários outros reatores passaram a utilizar este tipo de dispersão, entre eles o reator PRNC ("Puerto Rico Nuclear Center Reactor"), que começou a operar no início dos anos sessenta. O combustível utilizado neste reator foi desenvolvido pelo ORNL e possuía 65% em peso (37% em volume) de U₃O₈ (2,6gU/cm³) em alumínio (máxima concentração de combustível utilizada até aquele momento) e urânio enriquecido a 20% (8,9).

Em meados dos anos sessenta, com o desenvolvimento dos Reatores de Testes Avançados ("Advanced Test Reactors" - ATR - 100MW) e dos Reatores Produtores de Radioisótopos ("High Flux Isotope Reactors" - HFIR - 250MW) foi reconhecido que o material combustível a ser utilizado no cerne dos elementos combustíveis deveria possuir um enriquecimento em Urânio-235 superior a 90% em peso, pois os reatores que os utilizassem apresentariam reatividade específica mais elevada, maior tempo de operação por elemento e menores custos (10,11) _ N=J. f-j_ cogitada a preocupação com a proliferação de armas nucleares. Assim, no final dos anos sessenta,

os reatores ATR e HFIR entraram em operação, tendo em seus núcleos combustíveis tipo dispersão U308-AI altamente enriquecidos (aproximadamente 93% em peso de ^{235}U) com 34% em peso (14% em volume) de U308 ($1\text{gU}/\text{cm}^3$) em cada placa no caso do ATR e com 30 a 40% em peso (12 a 18% em volume) de U30CJ ($0,85$ a $1,3\text{gU}/\text{cm}^3$) em cada placa no caso do HFIR (12/13). Até junho de 1977, 148 núcleos com dispersões U308-AI tinham sido consumidos no HFIR (14).

No final dos anos sessenta, os reatores de alto fluxo começaram a utilizar também em seus núcleos dispersões $\text{UA1}_x\text{-Al}$ ($x = 3$) com massas específicas entre 1,2 e 1,3 gU/cm^3 (23 e 25% em volume de UA1_x , respectivamente) e urânio altamente enriquecido. Estes combustíveis haviam sido submetidos a uma série de testes com e sem irradiação, atendendo a todos os critérios básicos de segurança, estando portanto qualificados para serem utilizados nestes tipos de reatores (5,15,16,17,18) _ Nesta mesma época, alguns reatores de alto fluxo começaram também a operar com núcleos contendo ligas de U-Al com alto enriquecimento em ^{235}u (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 de 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 nucleares poderia ser minimizado com a conversão dos núcleos de MTR de HEU ("High Enrichment Uranium" - 93 % em peso de ^{235}U) para LEU ("Low Enrichment Uranium" - 20% em peso de ^{235}U) (19) _ Sendo assim, países detentores da tecnologia nuclear (em particular, Estados Unidos, Canadá, Alemanha, França e Argentina) iniciaram programas de desenvolvimento de combustíveis com baixo enriquecimento em

Urânio-235 com o intuito de realizar posteriormente a conversão do núcleo de seus reatores (programas RERTR - "Reduced Enrichment Research and Test Reactor") (20) _ Estes programas consideraram também a possibilidade de utilizar enriquecimentos intermediários (aproximadamente 45%) em combustíveis tipo dispersão. Estes entretanto, só seriam utilizados em casos muito especiais e em carácter experimental (21).

Um dos objetivos principais dos programas RERTR era demonstrar que os combustíveis já qualificados com alto enriquecimento (U_3O_8 -Al e UA_{1-x} -Al) poderiam também o ser com baixo enriquecimento (e, conseqüentemente, maiores concentrações de urânio). Outro objetivo era desenvolver e qualificar novos combustíveis com maiores massas específicas de urânio (U_3Si -Al, U_3Si_2 -Al e U_5Fe -Al), evitando quando possível, alterações no projeto do reator e nos processos de fabricação comumente utilizados (22). Figura 2.5 apresenta a comparação entre a variação da massa específica em função da concentração em volume de material físsil no cerne de cada um dos novos combustíveis com os mencionados anteriormente (20) _

A máxima quantidade testada e qualificada de urânio em uma dispersão de U_3O_8 -Al com enriquecimento a 20% tinha sido 65% (em peso) U_3O_8 - 35% Al (8,9) _ Como estes combustíveis haviam sido utilizados no reator PRNC sem apresentar problemas, eles serviram de base para os estudos relacionados à conversão dos núcleos. O ORNL, por exemplo, começou a testar dispersões de U_3O_8 -Al com concentrações de U_3O_8 superiores a esta. Foram avaliados os aspectos de fabricação, testes não destrutivos e desempenho sob irradiação, chegando-se a conclusão de que 75% em peso de U_3O_8 (45% em volume de U_3O_8) em alumínio (aproximadamente 3,2 gU/cm³) deveria ser o máximo carregamento utilizado para este tipo de dispersão.

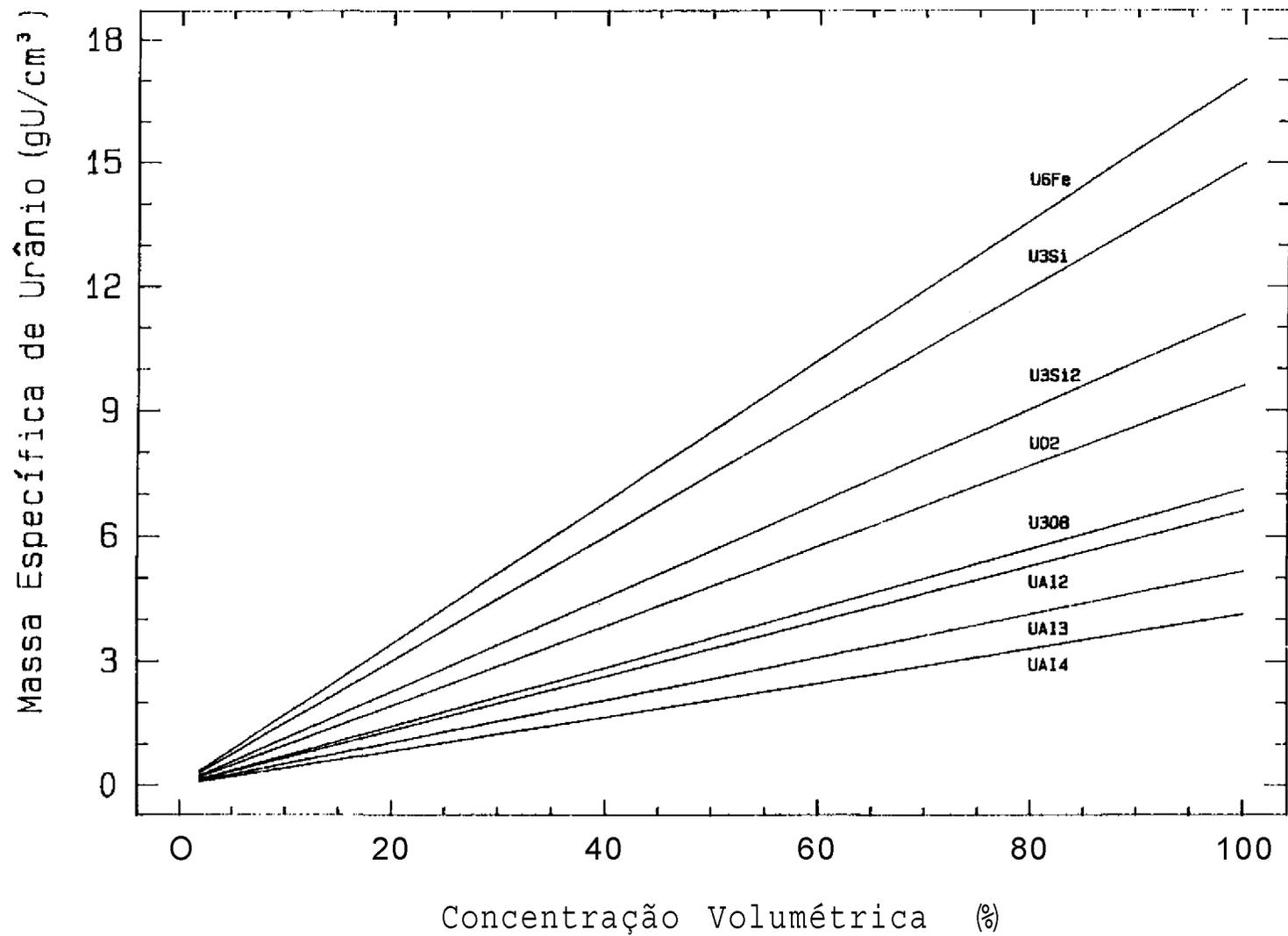


Figura 2.5 - Variação da massa específica de combustível no cerne em função da concentração em volume de várias combinações.

Esse limite superior foi baseado em uma avaliação qualitativa da integridade mecânica do cerne de acordo com as técnicas de fabricação comumente usadas. Quando o carregamento de óxido era aumentado além desse limite, áreas planares e extensivo alinhamento de óxidos (alongamento das partículas combustíveis fragmentadas na direção da laminação) e vazios eram desenvolvidos na placa, ocasionando uma menor resistência na direção da espessura. Com isso as placas combustíveis poderiam empolar através dessas áreas, quando os gases de fissão fossem coletados pelos vazios durante a irradiação (^).

A máxima quantidade testada e qualificada de urânio em uma dispersão de UAl_x-Al no passado tinha sido 37% em volume (23). Esta perfazia uma massa específica equivalente a $1,7gU/cm^3$ em combustíveis com alto enriquecimento em ^{235}U (24). Este carregamento serviu então de base para estudos relacionados à conversão do núcleo dos reatores utilizando este tipo de dispersão. Os testes começaram a ser realizados no início dos anos oitenta e as miniplacas fabricadas possuíam porcentagens em peso de UAl_x em torno de 69% (45% em volume de UAl_x) e massas específicas entre 1,9 e $2,3 gU/cm^3$ (21).

Reuniões internacionais realizadas periodicamente entre os vários especialistas e colaboradores participantes destes programas demonstraram através de inúmeros trabalhos que as dispersões U_3O_8-Al e UAl_x-Al com baixo enriquecimento em ^{235}U poderiam ser utilizadas sem problemas nos vários reatores de pesquisa e teste de materiais em todo o mundo (24).

Com relação aos novos combustíveis (aqueles com maiores densidades de urânio) verificou-se que entre todos, o U_3Si_2-Al era o que apresentava melhor desempenho sob irradiação, bem como melhor comportamento durante as várias etapas de fabricação. As dispersões

de U_3Si_2-Al e U_3Og-Al apresentavam inchamentos bastante significativos ao longo da queima (além dos limites aceitáveis) e alta reatividade com o alumínio da matriz durante as etapas de fabricação e sob irradiação (20,25). Sendo assim, em 1982, alguns reatores de pesquisa iniciaram a sua operação com combustíveis de baixo enriquecimento e alta densidade de urânio desenvolvidos como parte destes programas internacionais (26). O primeiro reator a utilizar elementos combustíveis compostos de dispersões de U_3Si_2-Al com baixo enriquecimento em ^{235}U foi o ORR ("Oak Ridge Research Reactor") (19). As placas combustíveis utilizadas neste reator possuíam aproximadamente 42,5% em volume de U_3Si_2 e massa específica equivalente a $4,8 \text{ gU/cm}^3$ (27). Entretanto, os testes com estas dispersões começaram a ser realizados com concentrações em volume de U_3Si_2 em torno de 33% e massa específica de aproximadamente $3,7 \text{ gU/cm}^3$, até se obter com sucesso a concentração mencionada acima (28).

Em 1987, no "International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors" realizado em Buenos Aires, Argentina, foram apresentados trabalhos que deram como qualificadas as dispersões UAl_x-Al , U_3Og-Al e U_3Si_2-Al com densidades, respectivamente, de $2,3 \text{ gU/cm}^3$ (45% em volume), $3,2 \text{ gU/cm}^3$ (45% em volume) e $4,8 \text{ gU/cm}^3$ (42,5% em volume), devido ao bom desempenho apresentado pelas mesmas nos testes realizados nos últimos 9 anos (29).

III. VARIÁVEIS DE FABRICAÇÃO E FENÔMENOS EM ESCALA MICROSCÓPICA QUE INFLUENCIAM NO DESEMPENHO SOB IRRADIAÇÃO DE COMBUSTÍVEIS MTR

III.1. Variáveis de Fabricação de Combustíveis MTR e Especificações Técnicas de Fabricação de Partículas Combustíveis

As principais variáveis de fabricação que influenciam no desempenho sob irradiação das placas combustíveis a dispersão de MTR são:

- 1) diâmetro da partícula combustível;
- 2) morfologia da partícula combustível;
- 3) massa específica da partícula combustível;
- 4) área de superfície específica da partícula combustível;
- 5) fração em volume de combustível.

III.1.1. Diâmetro da Partícula Combustível

Quando um átomo de urânio fissiona, dois novos nuclídeos são formados e mais de 80% da energia liberada pela fissão é fornecida a estes dois nuclídeos em forma de energia cinética e na relação inversa de suas massas relativas. Estes nuclídeos, também chamados de fragmentos de fissão, tanto podem permanecer na partícula combustível (dissipando toda a sua energia na mesma) como podem recuar para a matriz metálica que a envolve. Se o diâmetro da partícula combustível for menor que o alcance médio dos fragmentos de fissão nos materiais que a compõem, todos os fragmentos de fissão gerados irão recuar para a matriz. Em contrapartida, se o

diâmetro da partícula combustível for maior, menor será o número de fragmentos que recuarão para a matriz. Sendo assim, quanto maior for o diâmetro da partícula combustível menor será o número de fragmentos de fissão que deixarão esta partícula (30) _

A energia adquirida pelos fragmentos de fissão é alta e a dissipação desta energia é feita através de inúmeras colisões entre estes fragmentos e os átomos pertencentes ao combustível e a matriz, proporcionando desta forma a criação de uma quantidade significativa de defeitos pontuais. Muitos destes átomos de fragmentos de fissão são grandes e incompatíveis com o material da matriz, afetando conseqüentemente as suas propriedades ao longo da queima. As principais alterações verificadas são: a) diminuição da condutividade térmica; b) aumento da tensão de escoamento; e c) diminuição da ductilidade (30,31).

Uma condição essencial para que as propriedades da matriz sejam preservadas é que a região não danificada pelos fragmentos de fissão seja contínua. É necessário que haja uma distância mínima (d^1) entre as partículas combustíveis (Figura 3.1) para garantir que estas regiões não se toquem ou se sobreponham ao longo da queima (31,32,33,34). A distância média entre as partículas varia de acordo com a fração em volume de combustível existente na placa. Para uma fração em volume de combustível constante, esta distância varia com o diâmetro da partícula combustível (D), sendo maior a distância quanto maior for o diâmetro da partícula (Figura 3.1) ($^{33}>$.

Independente do valor especificado para o diâmetro da partícula combustível, a espessura da região danificada (X^{\wedge}) pelos fragmentos de fissão que recuam para a matriz é constante ao longo da queima (32) . Esta espessura nada mais é do que o alcance médio dos fragmentos de fissão no material que compõe a matriz.

Representação esquemática da microestrutura de um combustível a dispersão com partículas combustíveis de tamanhos diferentes.

Dada a impossibilidade de se obter um único diâmetro de partícula, especifica-se normalmente uma faixa granulométrica na qual as partículas combustíveis devem estar inseridas (30) _ É comum a utilização de partículas combustíveis na faixa de 44 a 150 μm (75 a 85% em peso) com apenas uma quantidade limitada (15 a 25% em peso) de pó mais fino ($< 44 \mu\text{m}$) (31,32). O limite superior desta faixa é adotado para garantir que as partículas combustíveis sejam menores que a espessura final do cerne, se fragmentem pouco durante as etapas de fabricação da placa combustível e transmitam da melhor forma possível o calor gerado pelas fissões. O limite inferior é adotado para garantir que as dispersões apresentem uma melhor estabilidade sob irradiação (30). A razão pela qual permite-se a presença de uma pequena quantidade de finos nas placas é unicamente de ordem econômica (35). No entanto, existem diferenças entre as faixas granulométricas adotadas para os três tipos de partículas combustíveis analisadas: 1°Og , $\text{UA}1_x$ e $\text{U3SÍ}2\bullet$

III.1.2. Morfologia da Partícula Combustível

Durante a laminação, devido as condições a que são submetidas (esforços de tração e compressão), as partículas combustíveis têm grande probabilidade de se fragmentarem, originando desta forma partículas menores (35). Se estas partículas se dispuserem de uma forma contínua na direção da laminação, elas provocarão um extensivo alinhamento de óxido, prejudicando o desempenho da placa combustível devido a: 1) aumento da superfície específica do óxido (ocasionando maior reatividade do mesmo); 2) textura fibrosa da dispersão laminada, resultando na direcionalidade de propriedades mecânicas; e 3) segregação da fase físsil, ocasionando heterogeneidade na distribuição desta fase (placas combustíveis

empolam através destas áreas quando gases de fissão são coletados durante a irradiação) ('). A influência da morfologia sobre a resistência destas partículas pode ser analisada sob o seguinte aspecto: quanto maior for a angulosidade da partícula maior será a probabilidade desta se fragmentar durante a deformação mecânica. Uma partícula angulosa apresenta regiões que facilmente se rompem durante os passos de laminação. Partículas combustíveis que se aproximam mais da forma esférica, além de atenderem às características de uma dispersão ideal, podem "rolar" por entre a matriz durante a deformação, diminuindo a probabilidade de fragmentação (35) .

III.1.3. Massa Específica da Partícula Combustível

A massa específica pode ser a priori uma indicação direta de sua resistência quando a sua forma for esférica (36). Partículas combustíveis com alta concentração de poros interconectados tem maior facilidade de se romper face a pequena resistência das áreas de contato das regiões que envolvem esses poros. A fragmentação destas partículas pouco densas não é desejável em termos do desempenho sob irradiação, pois proporciona um aumento da sua área de superfície específica, com conseqüente aumento da probabilidade de ocorrência de reações químicas matriz-partícula (vide item III.3.4) (37) .

Entretanto, apesar de tornar as partículas combustíveis mais frágeis, uma pequena quantidade de poros deve existir nestas partículas para que as mesmas possam armazenar ao longo da queima os gases gerados pelas fissões. Ao armazenarem estes gases, as partículas estarão contribuindo para uma redução do inchamento das placas combustíveis durante o período de irradiação d') .

A massa específica das partículas combustíveis deve ser alta para evitar a sua fragmentação durante as etapas de fabricação. Entretanto, nunca deve atingir 100% da densidade teórica, garantindo desta forma a existência de uma pequena quantidade de vazios para acomodar os produtos de fissão gerados ao longo da queima (14). Sendo assim, os seguintes valores de massa específica são especificados para as diferentes partículas:

- a) para o UA1_x (UAI3 + UAI4) deve ser superior a 6,3 g/cm³ (14);
- b) para o U3O8 deve ser superior a 8,0 g/cm³ (15);
- c) para o U3Si2 deve ser superior a 11,8 g/cm³ (26).

III-1.4. Área de Superfície Específica da Partícula Combustível

A área de superfície específica da partícula combustível tem grande influência sobre a quantidade de reação entre elas e a matriz metálica que as envolvem. O aumento da área de superfície específica proporciona um melhor contato entre os reagentes, aumentando desta forma a probabilidade de reação sob condições apropriadas (17).

Partículas combustíveis de forma irregular e de cantos vivos, com porosidade aberta e superfície rugosa, apresentam maior área de superfície específica do que partículas arredondadas, superficialmente lisas e com alta densidade aparente (15).

A área de superfície específica das partículas combustíveis deve ser baixa para evitar a ocorrência de reações químicas matriz-partícula durante as etapas de fabricação e ao longo da queima das placas combustíveis. Sendo assim, os seguintes valores de área de superfície específica são especificados para as diferentes partículas (37,38).

- a) para o UAl_x deve ser inferior a $0,13 \text{ m}^2/\text{g}$;
- b) para o U_3O_8 deve ser inferior a $0,10 \text{ m}^2/\text{g}$
- c) para o U_3Si_2 deve ser inferior a $0,07 \text{ m}^2/\text{g}$.

III.1.5. Fração em Volume de Combustível

Placas combustíveis com uma alta fração em volume de combustível apresentam um maior número de partículas combustíveis por unidade de volume do cerne ("meat") que uma placa com uma fração em volume de combustível mais baixa (se o diâmetro da partícula combustível for mantido constante), como pode ser observado na Figura 3.2 (³³). Nestas circunstâncias, a distância média entre as partículas tende a ser menor no primeiro caso do que no segundo. Como foi visto acima, quanto menor a distância entre partículas, maior será a probabilidade das regiões danificadas pelos fragmentos de fissão (ao redor das partículas) se sobreporem ao longo da queima, comprometendo desta forma as propriedades da matriz.

O aumento da porcentagem em volume de combustível também causa problemas às placas combustíveis durante as etapas de fabricação (que afetarão, conseqüentemente, o desempenho das mesmas sob irradiação), Estes problemas estão relacionados ao "dogboning" e aos "white spots" (²⁶).

O "dogboning" (Figura 3.3) é um espessamento de combustível de grande magnitude nas extremidades da placa, em decorrência das etapas de laminação (devido a existência de alta concentração em peso de material físsil na placa combustível). Estes espessamentos são prejudiciais, pois proporcionam uma diminuição da espessura do revestimento da placa e resultam em aumentos de temperatura



(A)



(B)

Figura 3.2 - Placas combustíveis compostas de dispersões U_3O_8 -Al com diferentes concentrações em volume da fase físsil:
(a) 27% em volume de U_3O_8 ;
(b) 45% em volume de U_3O_8 .

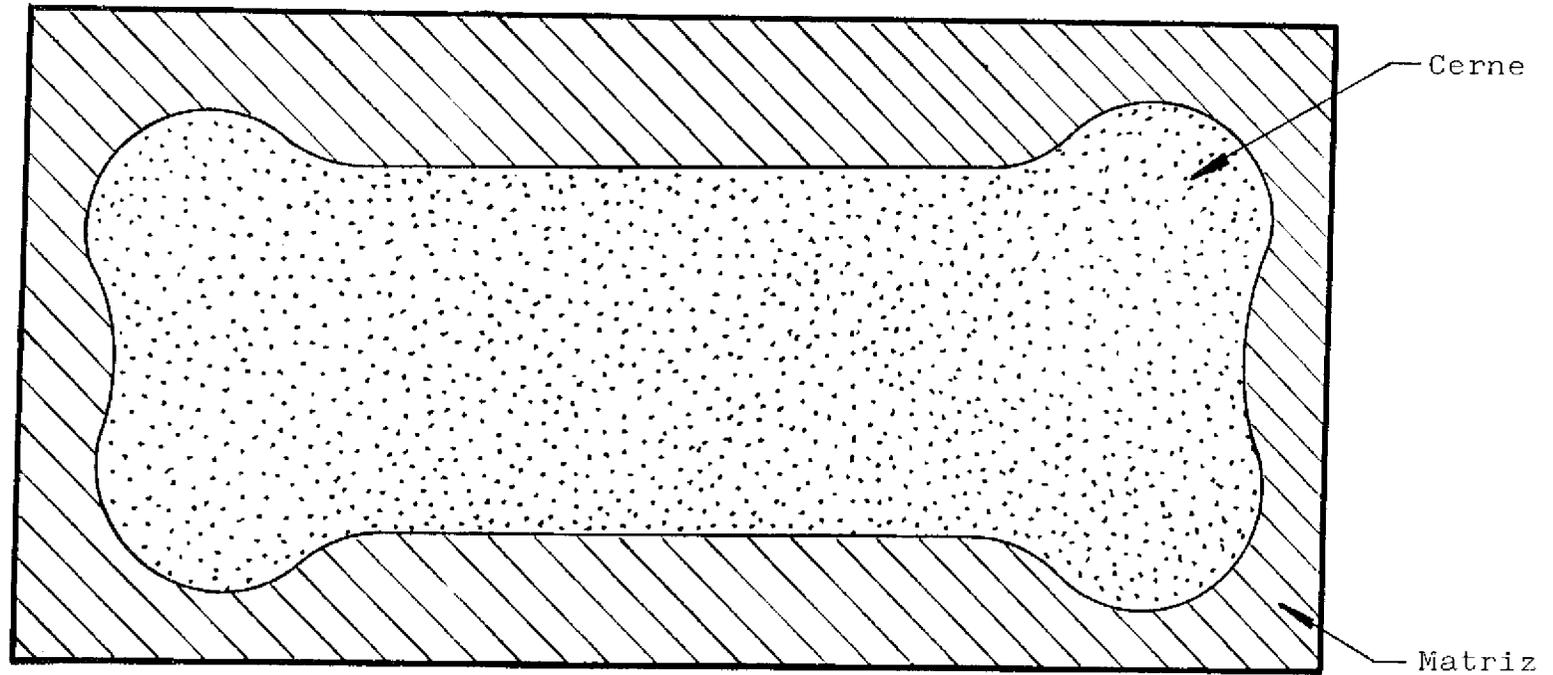


Figura 3.3 - Placa combustível com ocorrência de "dogboning"

significativos nestas regiões durante a irradiação (em função de acumular maiores quantidades de combustíveis nesta região) (

Os "white spots" são partículas combustíveis fora do cerne da placa combustível. Estas partículas ficam localizadas entre a moldura e o revestimento, podendo ser detetadas apenas nas radiografias das placas (como pontos brancos nestas regiões). A ocorrência deste fenômeno pode proporcionar escape de produtos de fissão ao longo da queima (26).

Para prevenir a formação do "dogboning" e dos "white spots", a fração em volume de combustível na placa é limitada em 45-50% (3).

Além das variáveis acima, as seguintes especificações técnicas podem ser descritas para as partículas combustíveis:

1) Concentração Isotópica

Por imposições da Agência Internacional de Energia Atômica a concentração isotópica deve ser sempre inferior a 20% em peso de ^{235}U (26) .

2) Conteúdo de Urânio

a) para o UO_2 deve ser maior que 84% em peso de urânio (38) .

b) para o UA_x ($x = 3$) deve ser: $\text{Al} + (69,0 \pm 3,0)\%$ em peso de urânio (19,20,26) .

c) para o U_3Si_2 deve ser: $\text{U} + \begin{pmatrix} 7,5 & + & 0,4 \\ & - & 0,1 \end{pmatrix} \%$ em peso de silício (26,39)

3) Teor de Umidade

O teor de umidade nas partículas combustíveis deve ser menor que 1% (38).

4) Limitação de Impurezas

As impurezas são limitadas principalmente por razões neutrônicas, para evitar a ocorrência de absorções parasíticas de nêutrons durante a irradiação. As tabelas 3.1, 3.2 e 3.3, apresentam os limites de impurezas máximos especificados para as partículas de U3O8, UA1_x e U3SÍ2, respectivamente (26,40,41).

Tabela 3.1 - Limites de impurezas nas particulas de I[^]Og.

Elemento	Valor Especificado (ppm)
Al	100-250
B	2
Ba	10
Be	0,2
C	500
Ca	50-200
Cd	0,5
Cl	350
Co	3
Cu	20-250
F	20-350
K	20
Li	5
Mg	50-200
Mn	50-250
Mo	250
N	200
Na	20
p	100-250
Pb	250
Si	50-250
Sn	250
Ta	250
Th	10
Ti	250
V	2-250
W, Zn	250
Cr, Ni, Fe	150-250

Tabela 3.2 - Limites de impurezas nas partículas de UAI

Elemento	Valor Especificado (ppm)
B	5-10
C	2000-3000
Cd	10
Co	10
Cu	80
Fe	1500
H	200
Li	10
N	500
O	7000-7500
Si	2000
Zn	1000

Tabela 3.3 - Limites de impurezas nas particulas de U3Si2-

Elemento	Valor Especificado (ppm)
Al	200-600
B	10
C	1000-2000
Cd	10
Co	10
Cu	80-200
Fe + Ni	1000
H	200
Li	10
N	500
O	7000
Zn	1000

III.2. Considerações a Respeito da Homogeneização e Especificações Técnicas para Partículas de Alumínio

As variáveis relativas às partículas combustíveis (diâmetro, morfologia, área de superfície específica e densidade) devem ser devidamente combinadas para favorecer a mistura destas com as partículas de alumínio e ao mesmo tempo para impedir que as mesmas segreguem durante a etapa de homogeneização. Heterogeneidades na dispersão, originadas nesta etapa, provocarão anisotropia de propriedades no cerne compactado e laminado, podendo comprometer desta forma o desempenho das placas combustíveis durante a irradiação (35).

Para alcançar boa homogeneidade na fase de mistura das partículas combustíveis e das partículas de alumínio, as seguintes especificações devem ser previstas para a partícula de alumínio:

111.2.1. Diâmetro da Partícula de Alumínio

O diâmetro das partículas de alumínio deve ser inferior a 150 um para garantir que seja atingido um elevado grau de homogeneidade quando estas partículas forem misturadas com as partículas combustíveis. Para as partículas de alumínio, no entanto, é permitido a presença de um percentual de finos (< 44 um) de até 90% em peso (36).

111.2.2. Limitação de Impurezas na Partícula de Alumínio

Como visto as impurezas são limitadas principalmente por razões neutrônicas, para evitar a ocorrência de absorções

parasíticas de nêutrons durante a irradiação. A tabela 3 apresenta o limite de impurezas especificado para as partículas alumínio (40).

Tabela 3.4 - Limites de impurezas nas partículas de alumínio.

Elemento	Valor Especificado (ppm)
B	10
Cd	10
Co	10-30
Cu	80-200
Fe	3500-4000
Li	10-80
Mg	150-500
Mn	300-500
Si	2500-3000
Ti	200-300
Zn	300-1000

III.3- Fenômenos em Escala Microscópica que Influenciam no Desempenho sob Irradiação de Combustíveis a Dispersão de MTR

Um combustível a dispersão é composto pela conjugação de pelo menos dois materiais com propriedades distintas e com diferentes funções a desempenhar no reator. Algumas etapas de fabricação e a irradiação podem afetar estas propriedades através de mudanças na microestrutura dos componentes da dispersão, alterando conseqüentemente o desempenho dos mesmos. Estas mudanças podem favorecer (ou não) a ocorrência de variações dimensionais nas placas combustíveis, provocando em alguns casos o bloqueio dos canais de refrigeração (42) .

Quando um material sólido é irradiado, o primeiro dano produzido no mesmo é a criação de defeitos pontuais (pares lacunas-intersticiais) através da retirada dos átomos de suas posições originais na rede. Ao longo do tempo, a irradiação produz neste material concentrações de lacunas e intersticiais muito maiores que as de equilíbrio, aumentando conseqüentemente a sua energia livre (43). o sistema tende, então, a reagir no sentido de diminuir esta energia, através do desaparecimento destes defeitos. Se a temperatura for suficientemente alta para que tanto lacunas quanto intersticiais tenham mobilidade, haverá uma tendência de aniquilação, ou por recombinação mútua ou através da migração destes para sorvedouros (por exemplo, contornos de grãos). Se a temperatura não for suficientemente elevada para que os defeitos migrem rapidamente para os sorvedouros, mantem-se no sólido um estado de supersaturação que dá origem à nucleação e crescimento de aglomerados de lacunas e intersticiais que podem colapsar formando vazios e discordâncias, respectivamente. Estes defeitos maiores

alteram a microestrutura original deste material e são responsáveis por mudanças nas suas propriedades físicas e mecânicas (34) .

No combustível (partícula combustível e região adjacente a esta) os danos mais intensos são produzidos pelos produtos de fissão sólidos e gasosos, que por serem pesados (quando comparados com os elétrons, prótons e nêutrons) possuem um alcance relativamente curto ficando restritos a esta região (33).

Na matriz (na região adjacente as partículas combustíveis), os danos mais intensos são causados pelos fragmentos de fissão. Os nêutrons também causam danos à matriz, só que estes só são preponderantes fora da zona afetada pelos fragmentos de fissão (33).

Já no revestimento, os danos mais importantes são causados pelos nêutrons (principalmente os rápidos) e pelos gamas de fissão (que possuem um alcance relativamente grande). Os nêutrons que são emitidos com uma energia muito alta ao incidirem em um material metálico colidem com vários átomos da rede, deslocando-os de suas posições originais. Se estes átomos adquirirem uma energia significativa durante estas colisões, deslocarão outros tantos, gerando desta forma uma cascata de deslocamentos. Os gamas por sua vez produzem danos nos metais de forma indireta, através da emissão de elétrons energéticos resultantes de diversos processos de interação com a matéria (efeito Fotoelétrico, efeito Compton e Produção de Pares). Estes elétrons, no entanto, são emitidos com uma energia relativamente baixa, produzindo desta forma uma pequena quantidade de pares lacunas-intersticiais que é desprezível em relação à quantidade produzida pelas cascatas de deslocamentos causadas pelos nêutrons rápidos (43) .

Os principais fenômenos sob irradiação que influenciam no desempenho dos combustíveis a dispersão de MTR são:

- 1) inchamento da partícula combustível;
- 2) densificação da partícula combustível no início da queima;
- 3) reações químicas matriz-partícula;
- 4) inchamento e endurecimento das ligas de alumínio.

III.3.1. Inchamento da Partícula Combustível (43,44)

O inchamento é resultante do acúmulo de produtos de fissão gasosos nos vazios (porosidades) existentes nas partículas combustíveis (provenientes da fabricação e/ou da irradiação), originando desta forma bolhas de gases de fissão (42). Se estas bolhas se encontram distribuídas homogêneas por todo o combustível sem tendência alguma à interligação, o inchamento apresentado pela placa será pouco significativo. No entanto, se estas bolhas se encontram próximas umas das outras com uma grande tendência a interligação (coalescendo posteriormente), o inchamento apresentado pela placa combustível será uniforme e de grande magnitude (45). Quando houver coalescência (interligações de bolhas) e esta for localizada e pouco frequente, o que se observará externamente à placa combustível é a ocorrência de alguns empenamentos (46). Além disto, o inchamento das placas combustíveis é dependente da temperatura de irradiação, da densidade do combustível e da concentração do combustível na dispersão (uma vez que a quantidade de vazios aumenta com o aumento do teor de Urânio na placa) (14,42).

Simultaneamente com o inchamento, pode ocorrer nas placas combustíveis uma diminuição da condutividade térmica do cerne ("meat") em função da diminuição da condutividade térmica das

partículas combustíveis e da diminuição da condutividade térmica da matriz. A variação deste parâmetro tem grande influência na temperatura da placa combustível. Os principais responsáveis pela diminuição da condutividade térmica das partículas combustíveis são os gases de fissão presentes nas bolhas formadas nestas partículas ao longo da queima (que possuem condutividades térmicas muito baixas) (39)_ **OS** principais responsáveis pela diminuição da condutividade térmica da matriz são os fragmentos de fissão (principalmente os gasosos) que recuam para ela e que possuem condutividades térmicas bem inferiores a deste material (47).

111.3.2. Densificação da Partícula Combustível no Início da Queima

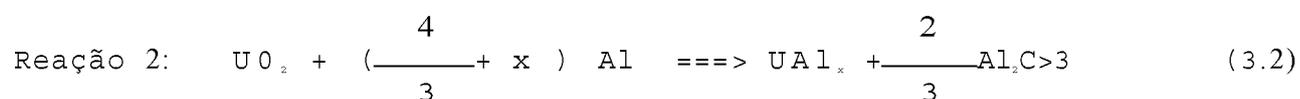
A densificação da partícula combustível é decorrente da dissolução dos poros promovida pelo recuo de produtos de fissão no início da queima. A dissolução dos poros produz uma dispersão do excesso de lacunas na partícula combustível e a migração destas lacunas para os contornos de grãos resulta em um aumento da massa específica e diminuição do volume da partícula combustível, com conseqüente formação de vazios ao seu redor. Estes vazios serão efetivos na acomodação e no armazenamento dos produtos de fissão gerados ao longo da queima, colaborando desta forma para uma redução do inchamento da placa combustível (8,42) .

111.3.3. Reações Químicas Matriz-Partícula

III.3.3.1. Reações Químicas nas Dispersões U3O8-AI

A conjugação das fases U3O8 e alumínio não constitui uma mistura em equilíbrio ocorrendo entre estes dois materiais (sob

condições apropriadas) uma reação exotérmica conhecida como Reação Termita (48,49,50) _ OS primeiros estudos referentes a esta reação foram realizados em ambientes fora do reator no início dos anos sessenta pelos pesquisadores americanos Fleming e Johnson (48,49). A partir destes estudos, foi verificado que a Reação Termita ocorria preferencialmente em dois estágios: um inicial muito rápido por volta de 600°C (reação 1) que correspondia a redução do U⁰g para UO₂ e outro mais lento por volta de 950°C (reação 2) que correspondia a redução do UO₂ para um ou mais compostos intermetálicos de urânio-alumínio.



Com relação a reação 1, foi observado que na interface matriz-partícula a área de superfície específica da partícula combustível tinha um efeito pronunciado sobre a reatividade da mesma (isto era atribuído ao melhor contato entre os reagentes). Neste estágio, a velocidade da reação aumentava a medida que o diâmetro da partícula combustível diminuía. A máxima energia liberada por esta reação ocorria em amostras com 65 a 75% em peso de U⁰g, quando estas eram submetidas a temperaturas entre 800 e 1000°C (temperatura de ignição), e que reações violentas poderiam ser esperadas caso estas amostras atingissem 2200°C.

Estudos começaram a ser realizados para verificar como esta reação evoluiria sob irradiação e como influenciaria o desempenho sob irradiação das placas combustíveis.

Sob irradiação, a reação entre o U3O8 e o alumínio ocorria a temperaturas bem inferiores a 600°C. Isto era atribuído ao fato do óxido (que antes era cristalino) se tornar amorfo ao longo da queima por influência da irradiação. Como a taxa de difusão em materiais amorfos é bem superior a taxa de difusão em materiais cristalinos, maiores taxas de reação poderiam ser observadas a temperaturas inferiores a 600°C durante a irradiação. As reações entre estes dois materiais, que em ambientes fora do reator eram lentas, sob irradiação ocorriam mais rapidamente, podendo ser detetadas mesmo a 100°C (8,42). Fatores tais como estequiometria e condições de superfície das partículas de U3O8 afetavam também as taxas de reação durante a irradiação (42). Através de exames metalográficos realizados em combustíveis irradiados a altas queimas (superiores a 50% de U-235), verificou-se que partículas combustíveis com diâmetros inferiores a 44 µm reagiam quase que completamente com o alumínio da matriz, proporcionando variações significativas nas propriedades físicas e mecânicas da placa como um todo (8,50). As análises dimensionais destas placas indicavam também que as mesmas sofriam um leve aumento de volume em decorrência destas reações, pois apesar do UO2 possuir uma massa específica superior à do U3O8, os demais produtos decorrentes desta reação possuíam massas específicas inferiores a deste material. A formação de uma quantidade razoável destes produtos poderia proporcionar um leve aumento de volume das placas combustíveis (que foi o caso). Entretanto, a formação de uma quantidade significativa dos mesmos poderia levar as placas combustíveis a aumentos de volume de grande magnitude, comprometendo desta forma a segurança do reator. Além disso, bolhas de gases de fissão crescem com uma certa facilidade nos produtos decorrentes desta reação. Se estes produtos se encontram dispostos de uma forma contínua no cerne da

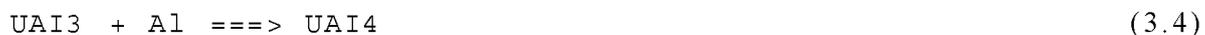
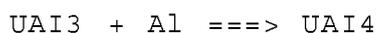
placa, há uma grande possibilidade das bolhas formadas nos mesmos se interligarem ao longo da queima, levando estas placas a aumentos de volume que dependendo da extensão destas interligações podem ser de grande magnitude. Os processos combinados de geração de produtos de fissão gasosos e de reações químicas matriz-partícula a altas densidades de fissão podem levar as placas combustíveis a aumentos de volume além dos limites aceitáveis. Para que a placa combustível possa então apresentar um bom desempenho sob irradiação, é necessário que estas reações não ocorram em grandes proporções ao longo da queima (42) .

No final dos anos 80 as reações entre o U3O8 e o alumínio voltaram a ser estudadas em ambientes fora do reator, utilizando dispersões com alta concentração em peso de U3O8 (>75%). Os resultados obtidos a partir destes estudos mostraram que a temperatura de ignição da reação estava por volta de 900°C (de acordo com os resultados anteriores) e as energias liberadas estavam muito abaixo das previstas, sendo em geral bem menores que as energias necessárias para iniciá-las. O aquecimento das placas testes a temperaturas equivalentes a 1400°C não apresentou liberações de gases, efeitos térmicos violentos ou explosões. Estes resultados serviram para comprovar que a utilização destas dispersões mesmo a altas temperaturas, não comprometeria a segurança do reator (50) .

III.3.3.2. Reações Químicas nas Dispersões UA1_x-Al

Estudos referentes as reações entre os compostos intermetálicos e o alumínio em ambientes fora do reator indicavam que apenas o UA14 formaria uma dispersão estável com o alumínio. O UA12 e o UA13 por sua vez reagiriam com o alumínio da matriz (sob

condições apropriadas) (equações 3.3 e 3.4) produzindo UAI4 (que possui estrutura ortorrômbica com posições não ocupadas) (16,18).



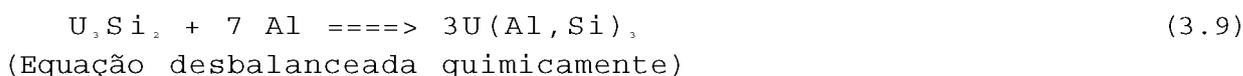
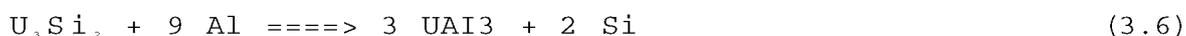
Thümmeler e seus colaboradores (16,18) estudaram este tipo de reação utilizando amostras com partículas combustíveis entre 66 um e 200 um. Eles verificaram que para a faixa granulométrica em questão, as reações entre o UAI2 e o alumínio e o UAI3 e o alumínio ocorriam a temperaturas equivalentes a 4000°C. Entretanto, as taxas de reação a esta temperatura eram muito baixas. Eles observaram que as taxas de reação aumentavam a medida que as temperaturas de teste também aumentavam. A 500°C, as partículas combustíveis com 66 um haviam reagido quase que totalmente com o alumínio da matriz, enquanto que as partículas com 200 um estavam começando a reagir (16). Na mesma forma que nas dispersões UO₂-Al, a velocidade destas reações aumentava a medida que o diâmetro da partícula combustível diminuía.

Sob irradiação, estas reações ocorriam a temperaturas mais baixas, mas como o produto resultante destas reações era o UAI4, que possui uma estrutura cristalina defeituosa capaz de armazenar facilmente os produtos de fissão gerados ao longo da queima, o aumento de volume apresentado por estas dispersões durante a irradiação era pouco significativo. Além disso, como este produto possui uma condutividade térmica bem próxima a dos reagentes, a condutividade térmica da dispersão não era significativamente afetada quando da ocorrência destas reações no reator (16) **A**

partir destes estudos, foi concluído que as reações entre os compostos intermetálicos e o alumínio não afetavam de forma significativa o desempenho das placas combustíveis sob irradiação e que não comprometeriam a segurança do reator.

III.3.3.3. Reações Químicas nas Dispersões U3Si2-Al

A conjugação das fases U3Si2 e alumínio também não constitui uma mistura em equilíbrio (51), podendo ocorrer entre estes dois materiais, sob condições apropriadas, as seguintes reações:



Dentre as reações acima a mais provável a temperaturas superiores a 500° é a reação 3.9. O produto resultante desta reação, o U(Al,Si)3 (notação adotada para representar uma fase única baseada no UAI3 onde alguns átomos de alumínio podem ser substituídos por átomos de silício formando o USi3) é menos denso que os reagentes. Sendo assim, a formação deste composto proporciona um leve aumento de volume a dispersão (51).

O inchamento das placas inicia-se quando o alumínio se difunde para as áreas de contato com o combustível (a difusão é maior nos contornos de grão) reagindo com ele e formando o $U(Al, Si)_3$. Entretanto, os produtos resultantes destas reações ficam localizados em uma região imediatamente adjacente a partícula combustível, envolvendo-a, porque o U_3Si_2 praticamente não possui contornos de grão. Isto explica porque o aumento de volume sofrido por esta dispersão (devido as reações) não é muito significativo.

As taxas de reação entre o U_3Si_2 e o alumínio durante a irradiação são extremamente pequenas e a reação só ocorre na região de recuo dos fragmentos de fissão ao redor das partículas combustíveis (39), ficando portanto limitada a esta região. A energia liberada por esta reação durante a irradiação é muito baixa, menor até que a energia necessária para iniciá-la (39), confirmando o que havia sido observado em exames dimensionais pós-irradiação, ou seja, que a ocorrência destas reações não proporcionam aumentos de volume significativos às placas combustíveis, não comprometendo portanto o seu desempenho sob irradiação.

Cuidados devem ser tomados ao longo do processo de fabricação das placas combustíveis para evitar possíveis reações químicas matriz-partícula. Como estas placas são submetidas a temperaturas superiores a 500° em algumas etapas como, por exemplo, a laminação, é imprescindível que as mesmas não permaneçam a estas temperaturas por muito tempo. Caso contrário, possuirão níveis de "impurezas" superiores aos especificados, podendo não apresentar um bom desempenho sob irradiação.

III.3.4 Inchamento e Endurecimento das Ligas de Alumínio sob Irradiação (52)

A aglomeração de lacunas no alumínio resulta em seu inchamento. O inchamento varia em magnitude dependendo do tipo de alumínio utilizado e aumenta com a diminuição de elementos de liga ou de impurezas. A presença destes elementos proporcionam a formação de precipitados que capturam hélio e hidrogênio (produtos de transmutação), impedindo que os mesmos atuem na nucleação de vazios. A formação de silício por reações de transmutação também proporciona inchamento no alumínio. O inchamento devido ao silício não é afetado pela presença de elementos de liga, mas pela fluência neutrônica.

Em Al-1100, irradiado a uma fluência neutrônica de $2,3 \cdot 10^{23}$ n/cm² ($E < 0,025$ eV) a uma temperatura de irradiação de aproximadamente 55°C, foi observado um inchamento de 8%. Em Al-6061-T6, irradiado a uma fluência neutrônica de $3,1 \cdot 10^{23}$ n/cm² (térmicos) a uma temperatura de 55°C, foi observado um inchamento de 2,5%.

A irradiação com nêutrons também proporciona endurecimento nas ligas de alumínio, acarretando no aumento das suas tensões de escoamento e de ruptura e na diminuição da sua ductilidade. A magnitude destas variações dependem da temperatura de irradiação e da fluência neutrônica.

Em Al-1100, irradiado na temperatura de 55°C e máxima fluência de $2,3 \cdot 10^{23}$ n/cm² (térmicos), a tensão de escoamento aumenta de 50 para 220 MPa e a tensão de ruptura aumenta de 90 para 250 MPa. O alongamento total diminui de 32% para 12% para fluências neutrônicas de $4 \cdot 10^{23}$ n/cm². Acima desta fluência, o alongamento diminui para 4%. O alongamento uniforme diminui de 16% para 4% em

fluências neutrônicas de $3 \cdot 10^{21}$ n/cm², permanecendo em 4% até uma fluência neutrônica de $1,4 \cdot 10^{23}$ n/cm². Com o aumento da temperatura de teste para 150°C, há diminuição na resistência mecânica e na ductilidade. A ductilidade uniforme atinge 2% a uma fluência neutrônica de $3 \cdot 10^{21}$ n/cm², permanecendo neste valor até uma fluência neutrônica de $1,4 \cdot 10^{23}$ n/cm².

Em liga de Al6061-T6 irradiada a 55°C e a uma fluência neutrônica máxima de $3,0 \cdot 10^{23}$ n/cm² (térmicos), a tensão de escoamento aumenta de 280 para 450 MPa e a tensão de ruptura de 320 para 490 MPa. O alongamento total é reduzido de 15% para 9% e o alongamento uniforme de 10% para 4% para fluências neutrônicas acima de $1,0 \cdot 10^{22}$ n/cm² (rápidos). Com o aumento da temperatura para 100°C e, posteriormente, para 150°C, ocorre uma diminuição na resistência mecânica e na ductilidade. A diminuição da ductilidade é maior na temperatura de 150°C, onde o alongamento uniforme atinge aproximadamente 1% a $3 \cdot 10^{21}$ n/cm² (rápidos).

III.4. Fenômeno que Ocorre Externamente à Placa Combustível e que Afeta o seu Desempenho sob Irradiação (Corrosão do Revestimento)

Uma das características exigidas dos materiais utilizados como revestimento e matriz de placas combustíveis é a alta resistência à corrosão. A resistência à corrosão do material de revestimento deve ser tal que permita um desempenho satisfatório da placa combustível durante toda sua vida útil.

Alumínio de pureza comercial e ligas de alumínio como a 1100, a 6061 e a X-8001 vêm sendo utilizados como materiais estruturais em reatores nucleares que operam de moderadas a baixas

temperaturas, principalmente em reatores de pesquisa refrigerados a água. Eles são largamente utilizados devido as suas propriedades mecânicas, alta resistência à corrosão generalizada em meio aquoso, disponibilidade, facilidade de fabricação e baixo custo. Por apresentarem baixa seção de choque de captura de nêutrons, eles são também utilizados como revestimento de combustíveis nucleares, principalmente de geometria tipo placa (⁵³/⁵⁴).

A resistência à corrosão do alumínio é dada pela formação de um filme de óxido protetor e aderente sobre a superfície do metal. Em meio aquoso é formado um óxido hidratado $Al_2O_3 \cdot 3H_2O$ (bayerita), até temperaturas de aproximadamente 90°C. A mais altas temperaturas é formada a bohemita ($Al_2O_3 \cdot H_2O$). Após a formação do filme passivo, a corrosão diminui sensivelmente, e a baixas temperaturas e em vários meios quase não ocorre (uma vez que este filme impede o contato do meio corrosivo com o metal). A cinética da corrosão a baixas temperaturas é do tipo parabólica, sendo alta no início, diminuindo com o tempo (⁵⁵). Elementos de liga podem ser adicionados ao alumínio para melhorar tanto algumas de suas propriedades mecânicas como a sua resistência à corrosão e oxidação (⁵³). Os principais elementos de liga adicionados ao alumínio são: cobre, zinco, magnésio, manganês, silício, níquel e ferro. Alumínio contendo impurezas pode ser utilizado como revestimento de combustíveis nucleares em reatores refrigerados a água a temperaturas entre 130 e 150°C. A temperaturas mais altas, a corrosão generalizada aumenta sensivelmente e a temperaturas acima de aproximadamente 200°C começa a ocorrer corrosão do tipo intergranular, que leva à rápida desintegração do metal (56,57,58,59). As altas temperaturas, ligas de alumínio contendo níquel e níquel mais ferro são as mais utilizadas. Acima

de 300°C estas ligas também começam a sofrer corrosão intergranular.

Além da temperatura, a corrosão do alumínio em meio aquoso depende do pH da água, da velocidade do fluido refrigerante e do volume de água atuante no meio corrosivo (57,58) _

Apesar da alta resistência à corrosão generalizada, existe a possibilidade de ocorrer corrosão localizada (corrosão por pite) quando o material se encontra em meio aquoso contendo cobre e cloretos. Se este ataque for acentuado pode ocorrer a perfuração do revestimento de alumínio durante a sua utilização no reator (55) .

Entre as ligas de alumínio mais utilizadas como revestimento de placas combustíveis empregadas em MTR, a X-8001 apresenta boa resistência à corrosão até aproximadamente 300°C (acima desta temperatura começa a ocorrer corrosão do tipo intergranular) e a 1100 começa a apresentar corrosão intergranular a temperaturas entre 150 e 200°C. Em alumínio de alta pureza (>99,9% Al), a corrosão intergranular pode ocorrer mesmo a temperaturas de 1000°C. (60) .

Em termos de desempenho sob irradiação é importante evitar que a corrosão do revestimento ocorra de uma forma excessiva, para que a placa mantenha a sua integridade ao longo da queima e não falhe proporcionando com isso escape de produtos de fissão para o refrigerante.

III.5 - Síntese Desenvolvida para os Combustíveis a Dispersão

A partir dos principais fenômenos que ocorrem normalmente nos combustíveis a dispersão durante a irradiação, a seguinte síntese pode ser desenvolvida para cada combustível:

III.5.1. Dispersões U308-AI

Durante a irradiação, as dispersões U308-AI sofrem inchamentos superiores àqueles normalmente apresentados pelas dispersões UA1_x-A1. Estes inchamentos são provenientes tanto do acúmulo de produtos de fissão nas porosidades existentes na partícula combustível ao longo da queima, como das reações químicas matriz-partícula.

Na temperatura de operação de MTR, a taxa de difusão tanto do alumínio (para iniciar as reações) como dos gases de fissão gerados ao longo da queima (para formar as bolhas) é muito baixa. Contudo, a geração de defeitos pontuais (principalmente lacunas) pela irradiação leva a um aumento desta taxa, favorecendo conseqüentemente a ocorrência de reações e a formação e o crescimento de bolhas de gases, mesmo a baixas temperaturas. Isto proporciona um leve aumento de volume das placas combustíveis. A altas queimas, placas combustíveis que contêm grandes concentrações em peso de material físsil (75% em peso de ^{14}Og e enriquecimento de aproximadamente 45% em peso de ^{235}U) são quase que inteiramente constituídas por produtos de reação (as quantidades de U308 e alumínio presentes são extremamente pequenas). Como bolhas de gases de fissão se desenvolvem facilmente nestes produtos, a presença de uma faixa contínua destes materiais facilita a interligação das bolhas proporcionando desta forma, variações dimensionais significativas (42).

Analisando todos os fenômenos que ocorrem normalmente neste tipo de dispersão, é possível afirmar que as mesmas apresentarão um bom desempenho sob irradiação mesmo a queimas mais elevadas se a concentração em peso de U308 na placa combustível for limitada em 75% (45% em volume) e o enriquecimento em 20%. Cuidado deve-se ter,

entretanto, no uso de dispersões U3O8-AI com alta concentração em peso de urânio, mas com enriquecimentos da ordem de 45% em peso de ²³⁵U.

A altas queimas, os efeitos combinados de crescimento e interligação de grandes bolhas de gases de fissão e reações químicas matriz-partícula podem proporcionar às placas combustíveis inchamentos de grande magnitude, que certamente estarão fora dos limites permissíveis.

III.5.2. Dispersões UA1_x-A1

Inchamentos devido à formação e coalescência de bolhas de gases de fissão e mudanças de volume devido às reações químicas matriz-partícula, fatores bastante influenciados pela temperatura de operação do reator, não são significativos em dispersões UA1_x-A1 (15). A formação de bolhas tem sido normalmente reprimida pela acomodação dos átomos gasosos formados durante a irradiação (principalmente o xenônio e o criptônio) no UAI4 (produto da reação do UAI2 e/ou UAI3 com o alumínio da matriz), devido aos defeitos existentes em sua estrutura cristalina e pela acomodação dos produtos de fissão sólidos nas porosidades existentes no cerne. Experiências têm demonstrado que a difusão e, conseqüentemente, a aglomeração de gases de fissão nos compostos de UA1_x é relativamente lenta às temperaturas de irradiação (14). Foi observado que para esta dispersão em particular, o volume de poros existentes tem se mostrado suficiente para acomodar os produtos de fissão gerados ao longo da queima, proporcionando desta forma pequenos inchamentos (16). Exames pós-irradiação das dispersões UA1_x-A1 irradiadas tanto a altas queimas como a baixas queimas, indicaram que a microestrutura resultante nos dois casos era

praticamente a mesma, ou seja poucas alterações ocorreram nos componentes desta dispersão durante a irradiação.

Os fenômenos que ocorrem normalmente nesta dispersão ao longo da queima e as consequências decorrentes destes fenômenos (variações dimensionais, variações nas propriedades físicas e mecânicas da dispersão devido às reações matriz-partícula) são pouco significativas, levando a um excelente desempenho sob irradiação, mesmo a queimas elevadas.

III-5.3. Dispersões U3SÍ2-AI

Dispersões U3SÍ2-AI irradiadas a altas queimas não apresentam formações de bolhas de gases de fissão de grande magnitude nas partículas combustíveis. O que se observa normalmente neste tipo de dispersão é a formação de pequenas bolhas de gases que se distribuem de uma maneira uniforme nas partículas combustíveis sem tendência alguma a interligação, conferindo às placas uma maior estabilidade sob irradiação. O tipo e forma destas bolhas permitem uma maior retenção dos produtos de fissão gerados, favorecendo a utilização destas dispersões a queimas superiores a 50% de ^{235}TU (39). O fato das reações entre o U3SÍ2 e o alumínio ocorrerem apenas nas regiões adjacentes às partículas combustíveis acarreta também uma melhor estabilidade das placas combustíveis sob irradiação, pois garante a continuidade da matriz, permitindo desta forma que todo o calor gerado pelas fissões seja transferido para o refrigerante sem maiores problemas (39).

As análises dos fenômenos comuns a este tipo de dispersão indicam também que a mesma apresentará um bom desempenho sob irradiação em reatores que operem a potências mais elevadas.

III.6 - Especificações Técnicas para as Placas Combustíveis de MTR (26,40,41)

Para atender a um bom desempenho sob irradiação e garantir que fenômenos microestruturais não levem a efeitos indesejáveis nas placas combustíveis, as seguintes especificações técnicas devem ser previstas:

111.6.1. Massa Específica de Urânio na Placa

Os valores máximos correspondentes a 45% em volume de combustível na placa são:

- a) para o $UA1_x$: 2,6 gU/cm³•
- b) para o $U30_0$: 3,2 gU/cm³;
- c) para o $U3SÍ2$: 5,1 gU/cm³.

111.6.2. Porosidade

A porosidade existente no cerne da placa combustível acomoda os produtos de fissão gerados ao longo da queima, amenizando desta forma o inchamento das placas combustíveis durante a irradiação. Este parâmetro é dependente do processo de fabricação utilizado e da porcentagem em volume de combustível no cerne.

- a) para o $UA1_x$ deve ser aproximadamente 8% em volume;
- b) para o U^{30} deve ser 8 a 12% em volume;
- c) para o $U3SÍ2$ deve ser 4 a 10% em volume (39).

111.6.3. Espessura Mínima do Revestimento

Este parâmetro é especificado para garantir a não liberação de produtos de fissão para o refrigerante, especialmente depois da placa combustível ter sido corroída.

Historicamente, a espessura do revestimento tem sido especificada como $0,38 + 0,08$ mm na maioria dos casos. Devido à maior concentração em volume de combustível no cerne, um número expressivo de partículas combustíveis tem violado a mínima espessura do revestimento de 0,30 mm. Para reduzir a taxa de rejeição e o custo de fabricação, placas combustíveis têm sido aceitas com espessuras de revestimento de 0,25 mm (0,23 mm na maioria dos casos) e até 0,20 mm como no caso do HFIR. É óbvio que a aceitação de placas combustíveis com espessuras de revestimento extremamente pequenas reduzirão os custos de fabricação. O mínimo aceitável está fortemente relacionado ao tempo de operação do reator, aos materiais usados e as técnicas de fabricação. Por esta razão nenhuma especificação geral para a mínima espessura do revestimento pode ser dada no presente e possivelmente isto nunca será possível. Entretanto, liberações de produtos de fissão devido à corrosão por pite foram encontradas no passado, mesmo em casos onde a mínima espessura do revestimento era 0,30 mm (°).

111.6.4. Geometria

Em geral, os seguintes valores são adotados para os três tipos de dispersão estudadas:

- a) espessura do cerne ("meat"): entre 0,51mm e 0,76mm;
- b) largura do cerne: entre 60mm e 62,8mm;

- c) comprimento do cerne: entre 600mm e 800mm;
- d) número de placas combustíveis: inferior a 23 placas;
- e) espessura da placa combustível: inferior a 1,27 mm.

III.6.5. Revestimento

As ligas de alumínio normalmente utilizadas em combustíveis tipo placa compostos de dispersões são:

- Al 1060;
- Al 1100;
- AlFeNi;

São possíveis de utilização também as seguintes ligas a base de magnésio:

- Al 6061;
- AG1NE;
- AG2NE;
- AG3NE;
- AlMg1;
- AlMg2;
- AlMg3.

A vantagem em se utilizar ligas a base de magnésio é que estas são mais resistentes a corrosão para as temperaturas de operação da maioria dos reatores de pesquisas e testes de materiais (4°).

111.6.6. Defeitos na Superfície

Defeitos na superfície da placa combustível devem ser limitados em tamanho e profundidade para evitar o escape de produtos de fissão ao longo da queima. Recomenda-se que a diferença entre a espessura mínima do revestimento e a profundidade dos defeitos seja superior a 125 μm , caso contrário a placa combustível não poderá ser utilizada. Se as placas combustíveis apresentarem "dogboning" não é permitida nesta região a existência de defeitos com profundidades superiores a 75 μm . Fora da região do cerne é permitida a existência de defeitos com profundidades de até 300 μm . Além disto, nenhuma partícula estranha com composição química desconhecida pode permanecer depositada no revestimento da placa combustível.

111.6.7. Tratamento Superficial

Em muitos casos apenas o ataque e limpeza com água desmineralizada é suficiente. Um tratamento com água quente (100°C) ou vapor produz uma camada protetora na superfície da placa, aumentando a sua resistência à corrosão por um fator de 10 (⁴⁰).

Deve-se ter muito cuidado na escolha do tratamento a ser utilizado, pois esse tem grande influência no comportamento sob corrosão das placas combustíveis durante a irradiação.

IV. EXAMES PÓS-IRRADIAÇÃO DE COMBUSTÍVEIS A DISPERSÃO U₃O₈-AL E
VERIFICAÇÃO DAS ESPECIFICAÇÕES TÉCNICAS DO COMBUSTÍVEL
A DISPERSÃO U₃O₈-AL FABRICADO NO IPEN

O desempenho satisfatório das dispersões U₃O₈-Al com baixo enriquecimento em ²³⁵U comprovado através de exames pós-irradiação desenvolvidos no início dos anos sessenta no Laboratório Nacional de Oak Ridge (ORNL) (8,9). Estes exames foram conduzidos em placas miniaturas e em um elemento combustível completo irradiados no reator ORR ("Oak Ridge Reactor"). As placas miniaturas eram compostas de dispersões 65% U₃O₈ - 35% Al em peso e enriquecidas a 20% em ²³⁵U. Elas estavam em contacto com a água do reator a 450°C, atingindo a temperatura máxima de 82,2°C para um fluxo de calor de 47,3 W/cm. O elemento combustível composto por este tipo de placa foi irradiado por seis meses no núcleo do mesmo reator.

Os resultados destes exames revelaram que estas dispersões comportavam-se confiavelmente em reatores de pesquisa a baixas temperaturas de irradiação (e temperaturas do refrigerante entre 30 e 90°C). A estabilidade dimensional do sistema combustível era aceitável, mesmo após queimas excedendo 7,7 x 10²² fissões/cm³ (92,5% de depleção de ²³⁵U), como testadas nas placas miniaturas. A estabilidade do elemento combustível era confiável, quando testado a queimas médias de 50% de depleção de ²³⁵U. Reações ocorriam entre o combustível e a matriz de alumínio, mas estas não causavam efeitos adversos à estabilidade dimensional das placas. Exames metalográficos e de difração por raio-X mostravam uma significativa reação entre o U₃O₈ e o alumínio. A extensão da reação parecia ser proporcional a queima e se processava mais rapidamente quanto menor a partícula de U₃O₈. Partículas maiores de U₃O₈ pareciam sinterizar

a altas densidades e a queimas relativamente baixas, resultando na formação de grandes vazios ao redor da partícula combustível. Com a queima prolongada, partículas maiores de combustível mostravam um aumento evidente de porosidade devido aos gases de fissão. Também, a altas queimas, ocorria uma reação completa de partículas pequenas de U_3O_8 com a matriz de alumínio.

Com o desenvolvimento dos Reatores de Teste Avançados (ATR) e dos Reatores Produtores de Radioisótopos (HFIR), dispersões com cerca de 41% U_3O_8 - 59% Al em peso, 93,16% enriquecidas em ^{235}U foram testadas nas condições de operação destes reatores (12,13). O pó de U_3O_8 foi fornecido pela planta Y-12 de Oak Ridge. No pó foi detetado UO_2 e sua densidade era maior que $8,2g/cm^3$. O tamanho das partículas variava entre 44 e 88 μm e não continham mais do que 10% de partículas menores que 44 μm . O conteúdo de urânio mínimo era de 84% em peso. Liga de alumínio 6061 foi usada para a moldura e o revestimento e impurezas como Cd, Li, Co e B foram limitadas.

Os resultados dos exames pós-irradiação destas dispersões mostraram que não houve evidências de empolamento ou outro efeito deletério à estabilidade do combustível. O recozimento pós-irradiação das placas mostrava que a temperatura limite para início do empolamento era cerca de $3990c$ a uma densidade de 15.10^{20} fissões/ cm^3 . Em um estágio particular durante a irradiação, ocorreu separação matriz-partícula em áreas localizadas. Haviam evidências de interconexão de partículas. Entretanto, nas condições de irradiação destes testes, não houve uma grande separação matriz-partícula e o empolamento dentro do reator não ocorreu. A irradiação levou a um aumento na resistência mecânica e uma perda na utilidade do material. A exposições intermediárias (6.10^{20} fissões/ cm^3), as trincas ficavam confinadas à partícula. À exposição de 12.10^{20} fissões/ cm^3 , o endurecimento

devido a irradiação não foi considerado importante pelas seguintes razões: 1) as trincas ficavam confinadas às partículas; 2) nem todos os gases de fissão eram liberados para os vazios em volta das partículas; 3) as deflexões nas placas eram mínimas. A taxa de corrosão do alumínio 6061 sob irradiação era baixa, sendo do mesmo valor que a medida em experimentos fora do reator.

Testes posteriores desenvolvidos no ORNL demonstraram que as dispersões ^{235}U -Al com alto enriquecimento em ^{235}U comportavam-se satisfatoriamente a níveis de queima da ordem de 1,8 a $2,2 \cdot 10^{21}$ fissões/cm³ a temperaturas no combustível de 60 a 120°C e a menores densidades de fissão a temperaturas até 200°C. O inchamento sob irradiação era principalmente uma função da densidade de fissão e da quantidade inicial de vazios na dispersão antes da irradiação. Desde que a quantidade de vazios aumenta com o aumento da concentração de combustível, uma placa com uma maior concentração poderia inchar menos que uma placa com menor concentração, quando irradiadas a densidades de fissão equivalentes. O inchamento induzido pela irradiação era independente da quantidade de partículas combustíveis menores que 44 iam.

Com o desenvolvimento do programa RERTR, um conjunto de exames pós-irradiação foi conduzido em placas miniaturas e elementos combustíveis completos com baixo enriquecimento em ^{235}U contendo concentrações que variavam entre 65 e 75% em peso de ^{235}U (35 a 44% em volume, 2,47 a 3,12 gU/cm³). Os testes demonstraram que tanto as miniplacas como os elementos combustíveis desempenharam-se satisfatoriamente sob irradiação. As miniplacas atingiram depleções de 97,9% de ^{235}U . Os elementos combustíveis foram irradiados a cerca de 75% de depleção de ^{235}U . Miniplacas contendo cerca de 44 a 55% em volume de U308 (3,12 a 3,58 gU/cm³) foram irradiadas com desempenho satisfatório a 91% de queima de ^{235}U (61).

Apesar do sucesso da irradiação de combustíveis com densidade entre 3,12 e 3,58 gU/cm³, em 1987, os participantes do programa RERTR consideravam como qualificados para uso corrente combustíveis a dispersão L⁰g-Al com densidades máximas de 3,2 gU/cm³ enriquecidas até 20% em ²³⁵U (²⁹). A qualificação do combustível foi baseada no fato que dados suficientes existiam para que o órgão licenciador aprovasse seu uso.

O elemento combustível a dispersão U₀g fabricado no IPEN e utilizado no reator IEA-R1 consiste de 18 placas de combustível contendo 56,6% em peso de U₃O₈ em alumínio 1100 (26,0% em volume, 1,83 gU/cm³). A especificação técnica deste combustível é apresentada nas tabelas 4.1, 4.2 e 4.3. A quantidade de porosidade calculada teoricamente para o cerne é de cerca de 11% e a depleção máxima de ²³⁵U (100%) ocorre a uma densidade de fissão de 9,60.10²⁰ fissões/cm³. Alumínio ASTM 1060 é utilizado para moldura e revestimento e liga de alumínio ASTM 6262-T6 é utilizada nas placas laterais, bocais e pinos de sustentação do elemento combustível.

Os materiais e componentes dos elementos combustíveis IPEN seguem rigorosamente os padrões internacionais, assim como as dimensões propostas para o combustível.

De acordo com os exames pós-irradiação descritos acima é esperado para o combustível IPEN, a uma densidade de 1,83 gU/cm³, um comportamento estável sob irradiação. Como visto, o inchamento do combustível é dependente da densidade de fissão do cerne e da quantidade de porosidade de fabricação. A densidade de fissão máxima (100% de depleção de ²³⁵U) para o combustível IPEN é relativamente baixa frente as densidades para as quais esse tipo de combustível tem sido testado internacionalmente.

As características dos pós de U₃O₈ e alumínio seguem rigorosamente os padrões internacionais quanto aos aspectos de

Tabela 4.1 - Principais características das partículas combustíveis e das partículas de alumínio utilizadas no IPEN.

/

Partículas de U3O8	
Conteúdo de Urânio (%)	> 84,5
Fração de UO ₂ (%)	< 1,0
Teor de Umidade (%)	< 1,0
Conteúdo de Impurezas (ug/gU)	< 1500
Concentração Isotópica (%)	- 19,90 ± 0,05 em peso de 235rj
Boro Equivalente (ug/gu)	< 4,0
Faixa Granulométrica (um)	44 a 89
Massa Específica (g/cm ³)	> 8,0
Partícula de Alumínio	
Material Base	Alumínio ASTM-1100 (> 99% Al)
Conteúdo de Al ₂ O ₃ (%)	< 0,7
Diâmetro das Partículas (m)	<44,0

Tabela 4.2 - Principais características dos compactados utilizados no IPEN.

Briquete	
Massa Específica (g/cm ³)	3,9 ± 0,2
Fração de U3O8 (%)	56,6 em peso

Tabela 4.3 - Principais características do revestimento e das placas combustíveis utilizadas no IPEN.

Revestimen10	
Material	Alumínio ASTM 1060
Placa Combustível	
Laminação a quente	580°C
Teste de Empolamento (após a laminação)	não deve existir bolha na região do cerne
Distribuição de Urânio na Placa	26 mg ²³⁵ U/cm ²
Desvio de Homogeneidade (%)	± 12 na zona central ± 25 na zona periférica

densidade, morfologia, superfície específica e granulometria, garantindo resultados idênticos aos combustíveis internacionais.

O alumínio ASTM 1060 (características semelhantes ao alumínio 1100, com maior pureza) não apresenta problemas de corrosão a temperaturas abaixo de 100°C . O alumínio 1100 foi utilizado com sucesso no revestimento de combustíveis a dispersão $\text{U}^{235}\text{-Al}$ nas temperaturas e condições operacionais semelhantes as obtidas no reator IEA-R1. Critérios de projeto limitam a temperatura na parede do revestimento do combustível IEA-R1 em cerca de 100°C , garantindo um comportamento adequado para o revestimento.

Apesar que combustíveis com alta concentração de ^{235}U têm operado satisfatoriamente em testes a queimas de cerca de 75% de depleção de ^{235}U ; os pesquisadores do programa RERTR não haja limitações para a queima a ser atingida, é recomendado que o combustível IPEN seja irradiado a queimas máximas de 50%, até que possa ser testado a queimas superiores. Esta depleção foi atingida com sucesso no combustível utilizado com 65% U^{235} - 35% Al, com mesmo tipo de revestimento e condições operacionais similares as do reator IEA-R1.

V. PROJETO TÉRMICO E TERMOIDRÁULICO DE COMBUSTÍVEIS

A DISPERSÃO DE MTR

V.1. Critérios e Limites de Projeto para Combustíveis MTR

No projeto térmico e termoidráulico de elementos combustíveis MTR, critérios e limites de projeto são estabelecidos 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. As variáveis térmicas e termoidráulicas pesquisadas incluem a temperatura na superfície externa da placa combustível, a queda de pressão no núcleo, a velocidade crítica do refrigerante, os fluxos de calor para início da ebulição nucleada ("onset of nucleating boiling"), a instabilidade no escoamento do fluido refrigerante e o fluxo de calor crítico ("burnout") (40,62).

Em regime de operação normal, as temperaturas atingidas em combustíveis MTR são baixas e muito aquém de sua temperatura de fusão ou de temperaturas que levem a acentuadas reações químicas entre as partículas combustíveis e a matriz. Em termos de limite de projeto, a preocupação maior é evitar que a temperatura na superfície externa da placa combustível ultrapasse a temperatura para a qual a probabilidade de corrosão do revestimento de alumínio é alta.

A velocidade do fluido refrigerante deve ser mantida abaixo da velocidade crítica, dada por Miller (40) —, 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. Em combustíveis MTR,

devido às tolerâncias de fabricação, pode não existir um perfeito paralelismo entre as placas, levando ao estreitamento do canal, aumento da velocidade do fluido e consequente diminuição da pressão estática. Por outro lado, no ponto contrário ao estreitamento da seção, há uma diminuição da 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 conhecida como velocidade crítica (62) _

O fluxo de calor para o qual se tem o início da ebulição nucleada não é um critério limitante de projeto. Ele é normalmente identificado por considerações hidráulicas e de transferência de calor, isto é, escoamento bifásico versus escoamento monofásico.

Instabilidades no escoamento do fluido refrigerante não podem ocorrer em um fluido monofásico exceto através de vibrações induzidas pelo fluido ou deformações no canal. Em fluidos bifásicos, a presença de vapor d'água saturado na forma de bolhas atua como um novo mecanismo que afeta a relação vazão-queda de pressão de uma maneira complexa. Quando a potência fornecida ao canal de refrigeração é aumentada, bolhas são formadas (ebulição subresfriada). Bolhas maiores eventualmente restringem a seção transversal do canal de refrigeração e forçam a aceleração da parte líquida de forma a manter a mesma vazão no canal. Esta aceleração leva a um aumento da queda de pressão, que restringe ainda mais o fluido, levando ao seu bloqueio. Para sistemas de baixa pressão com ebulição subresfriada, instabilidades no escoamento do fluido podem levar a um fluxo de calor crítico bem abaixo do obtido sob condições de escoamento estável. Então, o fluxo de calor crítico que ocorre sob escoamento instável torna-se o principal critério de projeto estabelecido para combustíveis MTR. Entretanto, dados sobre

o fluxo de calor crítico sob condições de escoamento estável são também apresentados nos projetos de combustíveis MTR, desde que ele seja um critério limitante (62).

Com base nas premissas acima e na referência (63), as seguintes limites de projeto passaram a ser considerados pela Divisão de Engenharia do Núcleo, para elementos combustíveis tipo placa de MTR:

V

1) a temperatura na superfície externa do revestimento não deve ultrapassar a temperatura para qual a probabilidade de corrosão é alta. Para alumínio de alta pureza este limite é de aproximadamente 100°C. Para alumínio contendo impurezas este limite é de 150°C;

2) a velocidade do refrigerante deve ser inferior a velocidade crítica;

3) a margem de segurança para o início da ebulição nucleada deve ser superior a 1,3;

4) a margem de segurança para o início da instabilidade de fluxo deve ser superior a 2,0;

5) a margem de segurança para o fluxo de calor crítico deve ser superior a 2,0.

Para o desenvolvimento de uma metodologia de projeto que se aplique aos diferentes elementos combustíveis a dispersão de MTR, há a necessidade de se pesquisar as variáveis térmicas e termoidráulicas de seu projeto de forma a compará-las aos limites estabelecidos para este tipo de reator.

Um número significativo de instituições de pesquisas nucleares tem desenvolvido diferentes programas computacionais capazes de calcular térmica e hidraulicamente combustíveis MTR.

Simultaneamente ao desenvolvimento destes programas, a IAEA apresentou um conjunto de formulações de cálculos que podem ser utilizadas na análise destes combustíveis (4°) .

A Divisão de Engenharia do Núcleo da COPESP possui implantado no IPEN os programas computacionais HEATHYD (62) e COBRA-3C/RERTR (64) . Além destes programas, a Divisão possui os manuais de programas computacionais argentino (65) . peruano (66) de análises térmica e termoidráulica de MTR.

O primeiro programa computacional implantado pela Divisão de Engenharia do Núcleo foi o HEATHYD. Todo o projeto de elementos combustíveis de MTR na Divisão está centrado no HEATHYD e modificações foram sendo introduzidas neste programa de forma a adequá-lo às necessidades de análise e qualificação frente ao órgão licenciador (no caso CNEN/RJ). Posteriormente, foi implantado no IPEN o programa computacional COBRA-3C/RERTR e adquiridos os manuais dos programas argentino e peruano, mas optou-se por conservar o programa HEATHYD no projeto de combustíveis MTR desenvolvidos na Divisão de Engenharia do Núcleo. Entretanto, seus modelos de cálculo e formulações foram comparados às do programa COBRA-3C/RERTR, às dos programas argentino e peruano e às formulações da IAEA. Os itens abaixo descrevem e comparam os programas computacionais descritos.

V.2. Programas Computacionais de Análise Térmica e Termoidráulica

V.2.1. Programa Computacional HEATHYD

O programa computacional HEATHYD é um programa de análise termoidráulica unidimensional em regime permanente de elementos combustíveis tipo placa. Os principais dados de entrada necessários

à realização de seus cálculos são: dados geométricos do elemento combustível, pressão e temperatura de entrada do refrigerante, vazão média no elemento combustível, potência gerada por elemento, fatores de pico de potência axial e radial e propriedades do refrigerante. O elemento combustível analisado pelo programa HEATHYD possui duas placas de alumínio ("dummy") nas suas extremidades que formam com as placas combustíveis mais externas canais de refrigeração diferentes daqueles normalmente formados por duas placas combustíveis, sendo o aquecimento do refrigerante no canal proveniente apenas de uma placa.

V.2.1.1. Cálculos Hidráulicos (Subrotina KDEHL)

Cálculos para a perda de pressão e para a velocidade do refrigerante são baseados nas correlações de Colebroke-White, levando em consideração os efeitos dos mecanismos de realimentação na temperatura do refrigerante.

Em função de existir uma interrelação entre a velocidade do refrigerante e a perda de pressão, os cálculos hidráulicos são realizados utilizando métodos iterativos. Primeiro, o programa calcula a velocidade média do refrigerante a partir da vazão média de um elemento combustível e da área total de passagem do fluido refrigerante neste elemento. Em seguida, o programa utiliza esta velocidade para calcular a perda de pressão total média no elemento combustível. Após o cálculo da perda de pressão média, o programa calcula a velocidade do refrigerante em cada canal através de uma correlação que envolve a velocidade média, a perda de pressão total média e as dimensões de cada canal. Com esta velocidade é calculada a perda de pressão total em cada canal. No final de cada iteração, o programa desenvolve um teste de convergência considerando a

velocidade do refrigerante em cada canal e o fluxo de massa total. Havendo uma alta convergência, os cálculos hidráulicos terminam e os resultados obtidos no final das iterações, tais como a velocidade do refrigerante, a perda de pressão total e os parâmetros hidráulicos são imprimidos. Uma vez calculadas as pressões locais, o programa calcula subseqüentemente a temperatura de saturação.

Os resultados obtidos nos cálculos hidráulicos são transferidos para a parte correspondente às análises de transferência de calor. A fim de considerar as variações em parâmetros como viscosidade cinemática, viscosidade dinâmica e densidade do refrigerante com a temperatura, a parte hidráulica e a de transferência de calor são interligadas via iterações externas.

V.2.1.2. Cálculos Térmicos

V.2.1.2.1. Modelo de Transferência de Calor

O modelo de transferência de calor do programa HEATHYD inclui a equação de condução de calor para geometria plana e a lei de Newton do resfriamento. Tanto a equação de condução de calor como a equação decorrente da lei de Newton do resfriamento são resolvidas utilizando métodos iterativos. Na equação de condução de calor,

$$q_x = -k \cdot A \cdot \frac{dT}{dx} \quad (5.1)$$

onde q_x é a energia gerada em meia placa combustível e k é a condutividade térmica do material analisado.

A temperatura da superfície externa do revestimento é calculada utilizando a expressão decorrente da lei de Newton do resfriamento, da seguinte forma:

$$Q = h A (T_s - T_c) \quad (5.2)$$

onde h é o coeficiente de transferência de calor convectivo que depende das propriedades físicas e condições do refrigerante, T_s e T_c são as temperaturas da superfície externa do revestimento e do refrigerante, respectivamente.

O programa calcula o coeficiente de transferência de calor entre o revestimento e o refrigerante através da seguinte expressão (subrotina ALPHAK):

$$h = \frac{k_r N_u}{D} \quad (5.3)$$

onde k_r é a condutividade térmica do refrigerante, D é o diâmetro hidráulico do canal de refrigeração e N_u é o número de Nusselt (especifica condições hidráulicas e propriedades físicas do refrigerante). A correlação existente no programa para calcular N_u é a correlação de Hausen:

$$N_u = 0,037 \cdot [1 + 0,333 \cdot \left(\frac{D}{L_t}\right)^{2/3}] \cdot (Re^{0,75} - 125) \cdot Pr^{0,42} \cdot \left(\frac{\mu_c}{\mu_s}\right)^{0,14} \quad (5.4)$$

onde L_t é o comprimento total da placa combustível, Re é o número de Reynolds, Pr é o número de Prandtl e μ_{ce} são as viscosidades à

temperatura do refrigerante e a temperatura da superfície externa do revestimento.

Para calcular a temperatura na superfície externa do revestimento para o ONB ("Onset of Nucleate Boiling") a uma dada pressão local (P_z) e fluxo de calor superficial, o programa utiliza a equação de Bergles e Rohsenow:

$$T_s = T_{sat} + (5/9) \cdot (9,23 \cdot q/P_z^{1,156}, (P_z^{0,0234} / 2,16)) \quad (5.5)$$

onde: T_{sat} é a temperatura de saturação do refrigerante, q é o fluxo de calor local e P_z é a pressão do refrigerante no ponto z .

Rearranjando a equação acima é possível calcular o fluxo de calor no qual se tem início a ebulição nucleada, onde:

$$Q_{onb} = (P_z^{1,156}/9,23) \cdot [1,8 \cdot (T_s - T_{sat})] (0,16 \cdot P_z^{0,0234})^{-1} \quad (5.6)$$

A temperatura na superfície do revestimento é calculada a partir da temperatura do refrigerante e do fluxo de calor utilizando a equação (5.7).

$$T_s - T_{in} = \frac{20 \cdot W_h \cdot \int_0^e q \cdot dz}{W \cdot G \cdot t_w \cdot c_p} + \frac{q}{h} \quad (5.7)$$

onde T_{in} é a temperatura de entrada do refrigerante, e é largura ativa da placa combustível, W é a largura do canal de refrigeração, G é o fluxo de massa, t_w é a espessura do canal de refrigeração, c_p é o calor específico do refrigerante, q é o fluxo de calor e h coeficiente de transferência de calor.

O segundo termo do lado direito da equação (5.7) representa a subida de temperatura da entrada do canal até a localização axial

z. O terceiro termo representa a diferença de temperatura entre a superfície do revestimento e o refrigerante.

Combinando as equações (5.5) e (5.7), ele obtém uma expressão que relaciona o fluxo de calor, a espessura do canal de refrigeração e a velocidade do refrigerante.

Se o fluxo de calor para ONB for atingido ou excedido durante a execução do programa, este passa a calcular as temperaturas na superfície externa do revestimento através da seguinte expressão (62) .

$$T_s - T_{sat} = (43,1 - 0,11 \cdot T_{sat}) q^{0,3} \quad (5.8)$$

onde T_{sat} é a temperatura de saturação e q é o fluxo de calor.

Para calcular a margem de segurança para o início da ebulição nucleada, o fluxo de calor local é comparado ao fluxo de calor no qual se tem início o ONB e as razões entre estes dois valores são impressas em função de cada nó axial para todos os canais de refrigeração.

A equação de transferência de calor para geometria plana é resolvida através de discretizações nas direções horizontal e vertical em muitos nós. No eixo x, cada placa combustível representa um nó. Este, entretanto, é separado de outro nó pelo canal de refrigeração. Variações de fluxo de nêutrons ou potência em função da posição ocupada pela placa combustível são consideradas nos cálculos através da utilização de fatores de pico de potência radial. Na direção axial (direção do escoamento), a discretização é feita considerando o perfil axial de potência. A partir daí são determinadas as temperaturas da superfície externa

do revestimento e a temperatura local do refrigerante (a partir do aumento de temperatura do refrigerante no canal em função da remoção de calor). Devido à variação das propriedades físicas do refrigerante com a temperatura, um método iterativo é aplicado enquanto a parte correspondente à transferência de calor está em andamento. Esta iteração interna termina quando o critério de convergência para a temperatura do revestimento e do refrigerante é satisfeito.

V.2.1.3. Modelos para Condições Críticas

A instabilidade de fluxo é um fenômeno indesejável durante a operação do reator, pois resulta em vibrações mecânicas e afeta as características de transferência de calor das placas combustíveis. As margens de segurança para o início da instabilidade de fluxo são calculadas pelo programa através da seguinte equação:

$$Sf = R \cdot (T_{s_{at}} - T_{in}) / (T_{o_{ut}} - T_{in}) \quad (5.9)$$

onde R é um parâmetro que depende do projeto, $T_{j_{in}}$ é a temperatura de entrada do refrigerante e $T_{o_{ut}}$ é a temperatura de saída do refrigerante.

De acordo com esta expressão um aumento da produção de calor ou decréscimo de $(T_{s_{at}} - T_{j_{in}})$ agrava a instabilidade de fluxo.

A variável R é calculada pelo programa através da seguinte expressão:

$$R = 1 / (1 + n \cdot D_h / L_h) \quad (5.10)$$

onde D_{ft} é o diâmetro equivalente aquecido do canal, L é o comprimento aquecido do canal e n é o parâmetro de despreendimento de bolhas. Valores para n são sugeridos por diferentes autores variando de 12 a 37. O programa utiliza o valor 37.

Após o cálculo das margens de segurança para instabilidade de fluxo, o programa imprime os valores calculados para cada canal de refrigeração considerado.

Para calcular o fluxo de calor crítico que depende das condições de superfície, das propriedades físicas do refrigerante e das condições de escoamento, o programa oferece a possibilidade de se utilizar tanto a equação de Mirshak (equação 5.11) (67) ... a equação de Labuntsov (equação 5.12) (67). Como nos dois casos o fluxo de calor crítico (DNB) depende de $\Delta T_{sub,k}$ e vice-versa, a determinação destes dois parâmetros é feita iterativamente.

$$q_c = 151 (1 + 0,1198 U) \cdot (1 + 0,00914 AT_{sub,k}) \cdot (1 + 0,19 P) \quad (5.11)$$

onde q_c é o fluxo de calor crítico, U é a velocidade do refrigerante no canal de refrigeração, $\Delta T_{sub,k}$ subsaturação do refrigerante e P é a pressão de saída.

e

$$q_c = 145,4 \cdot 8(p) \cdot [1 + 2,5 U^2 / 6(p)]^{1/4} \cdot (1 + 15,1 c_p AT_{sub,k} IX \cdot P^{1/2}) \quad (5.12)$$

onde:

$$6(p) = 0,99531 P^{1/3} \cdot (1 - P/P_c)^{4/3} \quad (5.13)$$

onde C_p é o calor específico do refrigerante, X é o calor de vaporização e P_c a pressão crítica do refrigerante.

Depois de calculado o fluxo de calor crítico, o programa compara este valor ao fluxo de calor local e a razão entre estes dois valores é impressa em função de cada nó axial, para todos os canais de refrigeração.

Para uma melhor visualização dos cálculos realizados pelo programa HEATHYD, é apresentado no apêndice 1 um fluxograma simplificado deste programa na sua forma original.

V.2.2. Programa Computacional COBRA-3C/RERTR

O programa computacional COBRA-3C/RERTR é uma versão modificada do programa de análise termoidráulica COBRA-3C/MIT. Este, por sua vez, analisa elementos combustíveis tipo vareta utilizados em reatores PWR. A modificação foi realizada com o intuito de se obter um programa que fosse adequado a análise de MTR operando a baixas pressões e baixas temperaturas. As opções originais de entrada e saída do programa COBRA-3C/MIT não foram alteradas quando a modificação foi realizada. Entretanto, novos parâmetros foram acrescentados à versão original com o intuito de aprimorá-la. Uma das modificações introduzidas foi as propriedades da água pesada, utilizada em alguns MTR como refrigerante e moderador.

O programa COBRA-3C/RERTR analisa termoidráulicamente elementos combustíveis tipo placa e elementos combustíveis tipo vareta (utilizados em MTR), considerando tanto a existência de

escoamento monofásico como de escoamento bifásico por entre os canais de refrigeração do elemento. Os principais dados de entrada necessários à realização de seus cálculos são: dados geométricos do elemento combustível, temperatura de entrada do refrigerante, distribuição axial de potência, fator de pico de potência radial, velocidade mássica média na entrada, pressão do sistema, calor específico, massa específica e condutividade térmica do combustível e calor específico, massa específica e condutividade térmica do revestimento.

As equações termoidráulicas são resolvidas iterativamente ao longo de cada canal. As iterações são realizadas na vazão quando há pressão uniforme na entrada e na saída de todos os canais. Para uma vazão na entrada estimada (inicialmente a mesma velocidade mássica para todos os canais), o programa calcula a perda de pressão ao longo de cada canal, obtendo-se desta forma uma estimativa melhorada da vazão na entrada a partir do erro no balanço de pressão. Este valor é então utilizado para calcular um novo valor de perda de pressão e assim, sucessivamente, até que o critério de convergência seja atingido. Havendo alta convergência, os cálculos hidráulicos terminam e os resultados obtidos no final das iterações são imprimidos.

A distribuição de temperatura na placa combustível também é calculada iterativamente. Estes cálculos são realizados utilizando a equação de condução de calor para geometria plana, apresentada a seguir:

$$p \cdot c_p \cdot \frac{\hat{T}}{5t} = k \cdot \frac{\hat{T}}{Sx^2} + q'' \quad (5.14)$$

onde p é a massa específica do material analisado, c_p é o calor específico do material analisado, k é a condutividade térmica do material analisado e g''' é o calor gerado por unidade de volume.

As seguintes variáveis de saída são calculadas pelo programa COBRA-3C/RERTR: temperatura no cerne, temperatura na superfície do cerne, temperatura na superfície externa do revestimento, temperatura do refrigerante ao longo do canal de refrigeração, fração de vazios, velocidade do refrigerante, temperatura na qual se inicia a ebulição nucleada, fluxo de calor no qual se inicia a ebulição nucleada, fluxo de calor crítico (DNB), fluxo de calor no qual se inicia a instabilidade de fluxo e as respectivas margens de segurança.

O programa computacional COBRA-3C/RERTR pode realizar também análise de transientes dos reatores analisados.

V.2.3. Programa Computacional Argentino

As análises referentes a este programa foram baseadas apenas em informações contidas em seu manual (elaborado pela Comissão Nacional de Energia Atômica da Argentina - CNEA), uma vez que o programa fonte não se encontra implantado no IPEN.

Os dados de entrada necessários à sua execução podem ser divididos em três grupos: dados geométricos como altura ativa da placa combustível ou diâmetro hidráulico, dados físicos como velocidade do refrigerante ou pressão de entrada do refrigerante e coeficientes de incerteza. Os coeficientes de incerteza são valores de desvios nos parâmetros físicos, geométricos e nucleares factíveis de ocorrer e que influenciam os resultados dos cálculos. O modo de aplicação obedece a uma aproximação determinada, assumindo de forma bastante pessimista que todos eles ocorrem

simultaneamente e no sentido mais desfavorável. São introduzidos nos cálculos a incerteza na temperatura de entrada do refrigerante, a incerteza na subida de temperatura no canal de refrigeração, a incerteza na queda de temperatura entre o revestimento e o refrigerante, a incerteza na temperatura de saturação do refrigerante e a incerteza no sobreaquecimento (AT_{sat}).

As equações a seguir exemplificam o modo de aplicação destes coeficientes de incerteza nos modelos de cálculo existentes no programa:

- Sem o coeficiente de incerteza:

$$T_{onb}(z) = T_{sat}(z) + AT_{sat}(z) \quad (5.15)$$

- Com o coeficiente de incerteza:

$$T_{onb}(z) = T_{sat}(z) + \frac{AT_{sat}(z)}{F3} \quad (5.16)$$

onde T_{onb} é temperatura na qual se inicia a ebulição nucleada, AT_{sat} é o sobreaquecimento e $F3$ é o coeficiente de incerteza no sobreaquecimento.

O programa calcula basicamente a distribuição do fluxo de calor, as temperaturas do refrigerante ao longo do canal, as temperaturas da superfície externa do revestimento, a pressão do sistema, o fluxo de calor no qual se inicia a ebulição nucleada, o fluxo de calor crítico e as respectivas margens de segurança. Com relação a distribuição de fluxo, é admitida uma distribuição axial cossenoidal do fluxo de calor centrada no plano médio do canal mais quente.

O coeficiente de transferência de calor por convecção entre o revestimento e o refrigerante é significativamente modificado pelo regime de escoamento em pontos discretos ao longo do canal. Este programa possui correlações que calculam o coeficiente de transferência de calor em diferentes regimes de escoamento (laminar, transitório ou turbulento).

V.2.4. Programas Computacionais Peruano (DTPMOD e TERMIC-1D)

O Instituto Peruano de Energia Nuclear com o intuito de comprovar a integridade dos combustíveis por ele projetado para o reator RP-10 desenvolveu dois programas de análise, o DTPMOD que realiza cálculos hidráulicos e o TERMIC-1D que realiza cálculos térmicos.

As análises referentes a estes dois programas foram baseadas apenas em informações contidas em seus manuais. Os programas fontes não estão implantados no IPEN.

O programa computacional DTPMOD calcula a distribuição de vazão e a perda de pressão total no núcleo do reator (quando este opera em estado estacionário), as vazões em todos os canais de refrigeração existentes no núcleo e as velocidades correspondentes de cada canal.

Ele calcula independentemente a perda de pressão total em função da vazão no elemento combustível padrão, no elemento combustível de controle, nos canais internos do núcleo, nos orifícios externos do núcleo e nos elementos (ou caixas) de irradiação, uma vez que o mesmo tem a capacidade de analisar vários canais de refrigeração em paralelo que tenham uma saída em comum.

Os seus resultados de saída fornecem, utilizando ou não coeficientes de incerteza nos seus modelos de cálculo a temperatura do refrigerante ao longo do canal, as temperaturas na superfície externa do revestimento, o fluxo de calor local, o fluxo de calor máximo admissível em função da velocidade de circulação do refrigerante (considerando um regime de escoamento turbulento), o fluxo de calor no qual se tem início a ebulição nucleada, o fluxo de calor crítico, o fluxo de calor para a instabilidade de fluxo e as respectivas margens de segurança.

Nos cálculos térmicos são considerados os canais de refrigeração formados por uma ou por duas placas combustíveis.

V.3. Comparações Realizadas entre os Programas e as Formulações Recomendadas pela IAEA

V.3.1. Comparação entre os Resultados Obtidos com os Programas Computacionais HEATHYD e COBRA-3C/RERTR

Para comparação entre os resultados do programa HEATHYD e os resultados do programa COBRA-3C/RERTR foi utilizado o elemento combustível (EC) IEA-130 de fabricação IPEN, composto de 18 placas a dispersão $^{10}\text{g-Al}$ enriquecidas a 19,95%, que se encontra no núcleo do reator IEA-R1 desde setembro de 1978. Os parâmetros de projeto do reator IEA-R1 são apresentados na tabela 5.1. A tabela 5.2 apresenta os resultados dos programas HEATHYD e COBRA-3C/RERTR. As seguintes conclusões podem ser retiradas da comparação feita:

Tabela 5.1 - Parâmetros de projeto do reator IEA-R1.

Tipo do Reator	Tipo Piscina MTR
Nível de Potência em Estado Estacionário (MW)	2
Tipo de Combustível	U-A1 UA1 _x - A1 U ₃ O ₈ - A1
Enriquecimento do Combustível (%)	93,15 19,75 19,95
Largura/Espessura das Placas Combustíveis (mm)	66,68 / 1,52 70,75 / 1,52 70,75 / 1,52
Dimensões do Cerne (mm)	0,51 x 62,0 x 605 0,76 x 62,6 x 600 0,76 x 62,6 x 600
Espessura do Canal de Refrigeração (mm)	2,89
Vazão do Refrigerante (m ³ /h)	591,0
Temperatura de Entrada do Refrigerante (°C)	34,0
Pressão de Entrada do Refrigerante (bar)	1 1,65

Tabela 5.2 - Resultados obtidos com os programas HEATHYD e COBRA-3C/RERTR para o EC IEA-130 no reator IEA-R1 a 2MW antes da mudança no valor do calor específico no programa HEATHYD.

Parâmetro Calculado	Resultados Obtidos Programa HEATHYD	Resultados Obtidos Programa COBRA-3C/RERTR
Velocidade do Refrigerante (m/s)	1,416	1,418
Fluxo de Calor Local (Cal/cm ² s)	2,735	2,743
Temperatura do Refrigerante (°C)	36,6	38,2
Temp.Sup.Ext. Revestimento (°C)	62,5	50,9
Margem de Seg. para DNB (Mirshak)	33,36	34,69
Margem de Seg. para DNB (Labuntsov)	34,21	60,86
Margem de Seg. Instabilidade de Fluxo	11,80	12,75

1) como o programa HEATHYD acrescenta duas placas "dummy" às placas combustíveis usuais, os seus resultados divergem ligeiramente dos obtidos com o programa COBRA-3C/RERTR. Um dos parâmetros afetados pela existência destas placas é a velocidade do refrigerante nos canais de refrigeração. Esta velocidade é proporcional a vazão do refrigerante no EC e inversamente proporcional ao número de placas no EC (N_f), à largura do canal de refrigeração e à espessura do canal de refrigeração. Como N_f é maior no programa HEATHYD (devido as placas "dummy"), a velocidade obtida com este programa foi menor e os demais parâmetros que dependem dessa velocidade (direta ou indiretamente) apresentam valores diferentes daqueles calculados pelo programa COBRA-3C/RERTR. Esta diferença, no entanto, não é significativa, ficando dentro de limites de incerteza;

2) as margens de segurança para fluxo de calor crítico (DNB) obtidas a partir do fluxo de calor crítico calculado pela correlação de Labuntsov foram extremamente divergentes de um programa para outro. Através da verificação minuciosa dos valores dos vários parâmetros utilizados no cálculo deste fluxo, pode-se comprovar que o principal parâmetro responsável pela discrepância nos resultados obtidos foi o calor específico do refrigerante. O valor desta variável calculada no programa HEATHYD era aproximadamente a metade do valor calculado pelo programa COBRA-3C/RERTR. Sendo assim, modificações foram realizadas no programa HEATHYD de forma a obter valores para o calor específico que fossem próximos de $1 \text{ Cal/g}^\circ\text{C}$ (valor considerado mais correto de acordo com a literatura consultada) (40). Depois de efetuada esta modificação, a diferença entre os resultados dos dois programas tornou-se menos significativa. A tabela 5.3 apresenta a comparação

Tabela 5.3 - Resultados obtidos com os programas HEATHYD e COBRA-3C/RERTR para o EC IEA-130 no reator IEA-R1 a 2MW após a mudança no valor do calor específico no programa HEATHYD.

Parâmetro Calculado	Resultados Obtidos Programa HEATHYD	Resultados Obtidos Programa COBRA-3 C/RERTR
Velocidade do Refrigerante (m/s)	1,416	1,418
Fluxo de Calor Local (Cal/cm ² s)	2,735	2,743
Temperatura do Refrigerante 0 (°C)	36,6	38,2
Temp.Sup.Ext. Revestimento (°C)	56,2	50,9
Margem de Seg. para DNB (Mirshak)	33,36	34,69
Margem de Seg. para DNB (Labuntsov)	49,95	60,86
Margem de Seg. Instabilidade de Fluxo	11,80	12,75

dos resultados dos programas HEATHYD e COBRA-3C/RERTR após a mudança na formulação de cálculo do calor específico do refrigerante no programa HEATHYD.

3) o coeficiente de transferência de calor calculado pelo programa HEATHYD possui uma formulação diferente da utilizada no programa COBRA-3C/RERTR. O valor obtido pelo programa HEATHYD é menor do que aquele obtido com o programa COBRA-3C/RERTR (utilizando a correlação de Dittus-Boelter). Conseqüentemente, as temperaturas calculadas por este programa (que dependem deste parâmetro) apresentavam valores relativamente maiores do que aqueles calculados pelo programa COBRA-3C/RERTR.

V.3.2. Comparação entre o Programa Computacional HEATHYD e os Programas Desenvolvidos na Argentina e no Peru

Os cálculos termoidrúlicos realizados pelo programa desenvolvido pela CNEA da Argentina utilizam praticamente as mesmas formulações que o programa HEATHYD. A única diferença observada nos cálculos realizados pelo programa argentino foi a utilização de coeficientes de incerteza nas suas correlações. Entretanto, o modo de aplicação destes coeficientes permite que os mesmos também sejam inseridos no programa HEATHYD,

O programa peruano (TERMIC-1D) processa os cálculos térmicos de uma forma semelhante à desenvolvida pelo programa argentino e, conseqüentemente, pelo programa HEATHYD. A principal diferença observada entre os cálculos hidráulicos realizados pelo programa DTPMOD e os cálculos hidráulicos realizados pelo programa HEATHYD é

que o primeiro utiliza em seus cálculos uma velocidade de refrigerante nos canais de refrigeração obtida através dos cálculos da distribuição de vazão no núcleo do reator considerando todos os componentes do núcleo. No caso, são calculadas as perdas de pressão em função da vazão em todos os caminhos de fluxo. O programa HEATHYD inicia seus cálculos hidráulicos com uma velocidade média calculada a partir de uma vazão média no elemento combustível. Esta vazão é calculada dividindo a vazão total no núcleo pelo número de elementos (EC's padrão ou de controle), sem considerar os demais componentes do mesmo.

O programa argentino possui correlações para calcular h (coeficiente de transferência de calor) em diferentes regimes de escoamento. O programa HEATHYD possui apenas uma correlação para calcular h em regime turbulento. A utilização apenas de uma correlação é justificada, uma vez que este é o único regime observado na maioria dos MTR (40,67).

V.3.3. Comparação entre os Resultados Obtidos com o Programa Computacional HEATHYD e com as Formulações Recomendadas pela IAEA

Para comparação entre os resultados do programa HEATHYD e os resultados das formulações recomendadas pela IAEA (tabela 5.4) foi utilizado o elemento IEA-130 descrito anteriormente. Os parâmetros de projeto do reator IEA-R1 foram os mesmos apresentados na tabela 5.1, com exceção da temperatura de entrada do refrigerante que neste caso foi 28°C .

Pequenas diferenças foram observadas nos resultados obtidos com os dois métodos de cálculo utilizados. Estas diferenças foram atribuídas tanto a existência das duas placas "dummy" no EC

refrigerante, como ao coeficiente de transferência de calor (h) que é calculado utilizando formulações diferentes, proporcionando valores conservativos de temperatura nos cálculos realizados pelo programa HEATHYD.

Tabela 5.4 - Resultados obtidos com o programa HEATHYD e com formulações da IAEA para o EC IEA-130 no reator IEA-R1 a 2MW.

Parâmetro Calculado	Resultados Obtidos Programa HEATHYD	Resultados Obtidos Formulações IAEA
Velocidade do Refrigerante (m/s)	1,393	1,472
Coeficiente de Transf. Calor (Cal/cm ² °C)	0,098	0,198
Temperatura do Refrigerante 0 (°C)	29,7	29,6
Temp.Sup.Ext. Revestimento ° (°C)	47,8	39,4
Margem de Seg. para ONB (Adimensional)	5,11	7,64

VI. MODIFICAÇÕES REALIZADAS NO PROGRAMA HEATHYD

VI.1. Modificações nos Modelos de Transferência de Calor

Os cálculos de temperatura realizados pelo programa HEATHYD original restringem-se ao cálculo da temperatura do refrigerante e da temperatura na superfície externa do revestimento (empregando, respectivamente, a equação da condução de calor para geometria plana e a lei de Newton do resfriamento).

Normalmente, na análise de projeto de elementos combustíveis de reatores nucleares, existe a necessidade de se obter as temperaturas no combustível, desde que a maioria dos fenômenos que aí ocorrem sob irradiação são dependentes do parâmetro temperatura. Para desenvolver as modificações relativas à análise do desempenho do combustível no programa HEATHYD, foram acrescentadas nos seus modelos de cálculo as correlações necessárias ao cálculo das seguintes temperaturas:

- 1) temperatura na superfície interna do revestimento;
- 2) temperatura na superfície do cerne;
- 3) temperatura central da placa combustível.

A partir da temperatura na superfície externa do revestimento as seguintes correlações foram acrescentadas:

VI.1.1. - Temperatura na Superfície Externa do Revestimento

$$T_{ro} - T_c = \frac{\quad}{h \cdot A} \quad (6.1)$$

onde $T_{s,e}$ é a temperatura da superfície externa do revestimento, T_c é a temperatura do refrigerante, q_s é a energia gerada em meia placa combustível, h é o coeficiente de transferência de calor por convecção e A é a área de transferência de calor.

VI.1.2. - Temperatura na Superfície Interna do Revestimento

$$T_{j,i} - T_{j,o} = \frac{q_s r}{k_r A} \quad (6.2)$$

onde $T_{j,i}$ é a temperatura na superfície interna do revestimento, r é a espessura do revestimento e k_r é a condutividade térmica do revestimento.

VI.1.3. - Queda de Temperatura na Interface Cerne-Revestimento

$$AT = \frac{q_s}{A \cdot H} \quad (6.3)$$

onde AT é a queda de temperatura na interface cerne-revestimento e H é o coeficiente de transferência de calor entre o combustível e o revestimento (determinado experimentalmente e fornecido nos dados de entrada do programa) (68) .

VI.1.4 - Temperatura na Superfície do Cerne

$$T_{sn} - T_{vi} = \frac{q_s \cdot s}{A \cdot H} \quad (6.4)$$

onde T_{sn} é a temperatura na superfície do cerne

VI.1.5 - Temperatura Central da Placa Combustível

$$T_f - T_{sn} = \frac{q_s \cdot s}{2 \cdot A \cdot k_f} \quad (6.5)$$

onde T_f é a temperatura central da placa combustível, s é a meia espessura ativa da placa combustível e k_f é a condutividade térmica do cerne.

Para calcular k_f foi implantada no programa a equação de Maxwell-Eucken (69,70).

$$k_f = \frac{k_m \cdot [(2k_m + k_d) - 2FV_d \cdot (k_m - k_d)]}{(2k_m + k_d) + FV_d \cdot (k_m - k_d)} \quad (6.6)$$

onde k_m é a condutividade térmica do material que compõe a matriz, k_d é a condutividade térmica da fase dispersa e FV_d é a fração em volume da fase dispersa.

Como visto na equação (6.5), o cálculo da temperatura central da placa combustível depende, entre outras variáveis, da condutividade térmica dos materiais que compõem as dispersões. Para isto foram implantadas nos modelos de cálculo do programa HEATHYD

as correlações necessárias ao cálculo da condutividade térmica em função da temperatura tanto de materiais combustíveis como de materiais de revestimento e matriz de combustíveis tipo dispersão. A escolha dos materiais utilizados na análise é feita nos dados de entrada do programa através das variáveis IREV (para o material que compõe a matriz e o revestimento) e ICOMB (para o material combustível). As opções escolhidas para o combustível foram: U²³⁵, UAl_x, U²³⁸ e UO₂. As opções escolhidas para o revestimento e a matriz foram: alumínio, zircaloy-2, zircaloy-4 e aço-inoxidável. Dispersões normalmente não utilizam os materiais UO₂, zircaloy-2, zircaloy-4 e aço-inoxidável. Entretanto, eles foram implantados no programa para prevenir cálculos de combustíveis tipo placa que os utilizam.

As correlações para as condutividades térmicas (Cal/cm s °C) implantadas no programa são apresentadas abaixo. Elas são válidas para a faixa de temperatura de operação da maioria dos reatores de pesquisa e teste de materiais.

a) Alumínio (71).

$$k_{Al} = 1,25 \cdot 10^{-4} T + 0,498 \quad (6.7)$$

b) Zircaloy-2 (72):

$$k_{Zr-2} = 3,23 \cdot 10^{-5} T + 2,83 \cdot 10^{-2} \quad (6.8)$$

c) Zircaloy-4 (

$$k_{Zr-4} = 2,31 \cdot 10^{-5} T + 3,34 \cdot 10^{-2} \quad (6.9)$$

d) Aço-inoxidável (74)

$$k_{a.a} = -1,51 \cdot 10^{-5} T + 4,59 \cdot 10^{-2} \quad (6.10)$$

e) U_3O_8 (75) :

$$k_{u3o8} = -2,22 \cdot 10^{-7} T + 7,11 \cdot 10^{-4} \quad (6.11)$$

f) $UA1_x$ (76) :

$$k_{ualx} = 0,1033 \quad (6.12)$$

g) U_3Si_2 (77) :

$$k_{u3si2} = 0,0582 \quad (6.13)$$

As condutividades térmicas do $UA1_x$ e do U_3Si_2 não variam até aproximadamente $100^\circ C$ (78).

h) UO_2 (79) :

$$k_{u02} = -3,113 \cdot 10^{-5} T + 2,051 \cdot 10^{-2} \quad (6.14)$$

Um dos parâmetros responsáveis pelas diferenças encontradas entre os resultados obtidos com o programa HEATHYD e com o COBRA-3C/RERTR e entre o programa HEATHYD e as formulações recomendadas pela IAEA foi o coeficiente de transferência de calor (h). Com o intuito de solucionar este problema, duas correlações para o cálculo do número de Nusselt (NU) em regimes turbulentos foram implantadas no programa HEATHYD (67):.

a) Correlação de Dittus-Boelter (67)

Esta correlação é a mais conhecida e utilizada nos cálculos de KI_0 em regime de escoamento turbulento:

$$N_u = 0,023 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,4} \quad (6.15)$$

b) Correlação de Sieder-Tate (67)

$$N_u = 0,027 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,33} \cdot \left(\frac{u_0}{U_s}\right)^{0,14} \quad (6.16)$$

A escolha da correlação a ser utilizada para calcular N_u e h é feita através da variável IWEG nos dados de entrada.

Para finalizar, foi modificado no programa HEATHYD o fator de fluxo axial (FA). Além da correlação já existente no programa para calcular este parâmetro, o mesmo foi modificado para permitir a introdução nos dados de entrada do programa de uma distribuição axial qualquer (de acordo com um número de nós axiais pré - definidos). O programa utiliza estes valores se a variável NAX nos dados de entrada for igual a zero.

VI.2. Comparações Realizadas entre Programa HEATHYD Modificado e o COBRA-3 C/RERTR

Após a realização das primeiras modificações acima, o programa HEATHYD foi testado, sendo seus resultados comparados aos do programa COBRA-3C/RERTR. O elemento combustível analisado foi o IEA-130 descrito anteriormente. Os parâmetros de projeto do reator

IEA-R1 utilizados na análise foram os mesmos da tabela 5.1. O único parâmetro que variou foi o coeficiente de transferência de calor entre o revestimento e o refrigerante.

Os principais resultados obtidos com o programa HEATHYD modificado e o programa COBRA-3C/RERTR são apresentados na tabela 6.1 no ponto de máxima geração de calor. Nos dois casos foi utilizada a correlação de Dittus-Boelter para calcular N_u . Os resultados apresentam diferenças pouco significativas entre as variáveis de saída dos dois programas, mostrando que as modificações introduzidas no HEATHYD levam a valores de temperaturas próximos aos do COBRA-3C/RERTR.

Tabela 6.1 - Resultados obtidos com os programas HEATHYD modificado e COBRA-3C/RERTR para o EC IEA-130 no reator IEA-R1 a 2MW.

Parâmetro Calculado	Resultados Obtidos Programa HEATHYD	Resultados Obtidos Programa COBRA-3C/RERTR
Velocidade do Refrigerante (m/s)	1,416	1,418
Fluxo de Calor Local (Cal/cm ² s)	2,759	2,743
Temperatura do Refrigerante 0 (°C)	36,3	38,2
Temp. Sup. Ext. Revestimento (°C)	49,8	50,9
Temperatura da Superfície do Cerne (°C)	51,0	52,1
Temp. Centro do Cerne (°C)	51,0	52,3

VI.3 Adequação do Programa HEATHYD para Análise do Desempenho do Combustível sob Irradiação

Para adequar o programa HEATHYD para a análise do desempenho sob irradiação de combustíveis a dispersão a diferentes taxas de queima, é necessário acoplar aos seus cálculos originais formulações que representem com aproximação a instabilidade volumétrica das dispersões estudadas. Nas pesquisas bibliográficas realizadas apenas duas formulações foram encontradas: uma específica para dispersões UA1_x-A1 (equação (6.17)) (15) , outra específica para dispersões UA1_x-A1 e t⁰g-A1 (equação (6.18)) (16) .

No caso das dispersões UA1_x-A1,

$$\frac{AV}{V}(\%) = 2,6 \cdot 10^{-21} \cdot F \quad (6.17)$$

onde F é a densidade de fissão da placa combustível (fissões/cm³).

Para as dispersões UA1_x-A1 e l⁰g-A1:

$$\frac{AV}{V}(\%) = 6,3 \cdot 10^{-21} \cdot F - V_v \quad (6.18)$$

onde V_v é a fração de vazios proveniente da fabricação (%).

Além destas correlações, foram encontrados também na literatura consultada alguns pontos e curvas obtidos experimentalmente para as dispersões mencionadas. Todos os dados disponíveis para cada dispersão foram agrupados em gráficos separados, com o intuito de estabelecer uma comparação entre os

resultados obtidos com as correlações e os dados experimentais. O que pode ser observado é que aparecia uma grande dispersão entre os dados experimentais e os calculados, havendo em alguns casos diferenças bastante significativas. A falta de maiores informações a respeito da instabilidade volumétrica dos diferentes combustíveis a dispersão impossibilitou o acoplamento ao programa HEATHYD de uma correlação específica para cada tipo de dispersão, como se desejava a princípio. Sendo assim, a equação (6.18) levemente modificada com o acoplamento dos dados experimentais para torná-la mais conservativa na previsão da instabilidade volumétrica destas dispersões sob irradiação (6.1) foi implantada no programa HEATHYD para prever o inchamento de todas as dispersões estudadas. Esta equação é apresentada abaixo:

$$\frac{\Delta V}{V} (\%) = 6,3 \text{ IO}^{0,21} F - 2,0 \quad (6.19)$$

A princípio a utilização da mesma não deve gerar problemas nas análises realizadas, uma vez que as dispersões de U_3Og-A1 apresentam normalmente os maiores valores de inchamento durante a irradiação e as dispersões de $UA1_x-A1$ os menores, ficando as dispersões de $U3Sf2-AI$ numa posição intermediária (item III.5). Como esta correlação vem sendo utilizada por alguns pesquisadores para prever o inchamento tanto de dispersões de $U3O8-AI$ como de dispersões de $UA1_x-A1$, a mesma pode ser utilizada para prever o inchamento das dispersões de $U3Sf2-AI$. O programa encontra-se preparado para acoplar aos seus cálculos originais uma correlação para cada dispersão, caso novos experimentos levem à sua obtenção.

As placas combustíveis após permanecerem um determinado período no reator apresentam a formação de uma camada de óxido em sua superfície. A formação dessa camada é prejudicial, pois

proporciona uma diminuição da sua resistência mecânica e um aumento da sua temperatura em função da baixa condutividade térmica da camada. Se houver uma diminuição significativa da resistência mecânica do revestimento, existe a possibilidade das placas combustíveis empenarem ao longo da queima. Como as placas são separadas por canais de refrigeração estreitos, qualquer deflexão ou fluência ("creep") das mesmas pode restringir a passagem do fluido refrigerante, levando a fusão da placa combustível.

Para verificar a influência da espessura da camada de óxido nas temperaturas da placa combustível, foi incorporada ao programa HEATHYD a correlação de Griess ($^{\circ}$), apresentada abaixo:

$$X = (0,001) A (t)^{0,778} \exp \left(\frac{-4600,0}{T_s} \right) \quad (6.20)$$

onde X é a espessura da camada de óxido (polegadas), T_s é a temperatura na superfície externa do revestimento de alumínio (K), t é o período de operação do elemento combustível (horas) e A é uma constante que depende do pH do refrigerante, sendo 443 quando o pH for menor que 5,7 e 1200 quando o pH for maior ou igual a 5,7. No caso do reator IEA-R1 foi utilizado um valor de pH de 5.0.

Para calcular o aumento de temperatura causado pela formação da camada de óxido na superfície das placas é necessário conhecer a sua condutividade térmica. Segundo Woodruff (64), a condutividade térmica da camada de óxido independe (dentro da faixa de operação de MTR) da temperatura, do fluxo de calor, do pH do refrigerante e do tipo da liga. O valor obtido experimentalmente para este parâmetro é 1,3 Btu/h ft $^{\circ}$ F ($5,37 \cdot 10^{-3}$ Cal/cm s $^{\circ}$ C) a 90 $^{\circ}$ C. Como os combustíveis analisados pelo programa HEATHYD operam próximos a este valor, optou-se por utilizá-lo nos seus modelos de cálculo.

Considerando a influência da camada de óxido formada na superfície externa do revestimento, a distribuição de temperaturas na placa combustível calculada no programa HEATHYD foi modificada para atender as seguintes considerações:

a) Temperatura na superfície externa da camada de óxido (T_{ro}):

$$T_{ro} - T_c = \frac{q_s}{h \cdot A} \quad (6.21)$$

onde T_{ro} é a temperatura da superfície externa da camada de óxido;

b) Temperatura na superfície externa do revestimento (T_{re}):

$$T_{re} - T_{ro} = \frac{q_s \cdot t_{óxido}}{k_{óxido}} \quad (6.22)$$

onde $t_{óxido}$ é a espessura da camada de óxido e $k_{óxido}$ é a condutividade térmica do óxido.

VI.4. Introdução de Fatores de Incerteza no Programa HEATHYD

Conservantismo no projeto de um reator nuclear requer que fatores de canal quente sejam utilizados na análise. Usualmente, três fatores de canal quente são considerados: 1) fator de incerteza na subida de temperatura do refrigerante (F_1); 2) fator de incerteza na queda de temperatura entre o revestimento e o refrigerante (F_2); e 3) fator de incerteza no sobreaquecimento

(F3) • Para manter o conservantismo nos projetos desenvolvidos com o programa HEATHYD, os fatores de incerteza globais F^* , F_2 e F_3 foram acoplados aos seus cálculos, seguindo diretrizes estabelecidas no manual de cálculo do programa computacional argentino da CNEA (65). As seguintes expressões foram modificadas no programa HEATHYD para acoplamento dos fatores de incerteza globais F_1 , F_2 e F_3 :

1) Fator de Incerteza Global F^* (incerteza na subida de temperatura do refrigerante):

- Sem coeficiente de incerteza

$$TFL(I,J) = TFL(I-1,J) + DTFL \quad (6.23)$$

- Com coeficiente de incerteza

$$TFL(I,J) = TFL(I-1,J) + (DTFL.F1) \quad (6.24)$$

onde $TFL(I,J)$ é a temperatura do refrigerante no nó axial I do canal J , $DTFL$ é o ganho de temperatura do refrigerante e F_1 é o fator de incerteza global 1.

2) Fator de Incerteza Global F_2 (incerteza na queda de temperatura entre o revestimento e o refrigerante):

- Sem coeficiente de incerteza

$$TPI(I,J) = QPII/ALFAI(I,J) + TFL(I,J) \quad (6.25)$$

- Com coeficiente de incerteza

$$TPI(I,J) = (QPII.F2) /ALFAKI, J) +TFL(I,J) \quad (6.26)$$

onde $TPI(I,J)$ é a temperatura da superfície externa do revestimento no nó axial I do canal J, $QPII$ é o fluxo de calor local, $ALFAI(I,J)$ é o coeficiente de transferência de calor para o ponto I do canal J e F_2 é o fator de incerteza global 2.

3) Fator de Incerteza Global F3 (incerteza no sobreaquecimento):

- Sem coeficiente de incerteza

$$QONB(I,J) = ALFAKI, J) . (TS + TSAT - TFL(I,J)) \quad (6.27)$$

- Com coeficiente de incerteza

$$QONB(I,J) = ALFAKI, J) . (TS + (TSAT/F3) - TFL(I,J)) \quad (6.28)$$

onde $QONB$ é o fluxo de calor no qual se tem início a ebulição nucleada no nó axial I do canal J, TS é a temperatura de ebulição do refrigerante, $TSAT$ é o excesso de temperatura da superfície externa do revestimento (acima de TS) e $F3$ é o fator de incerteza global 3.

Além das incertezas globais acima, as seguintes incertezas foram incluídas no programa HEATHYD:

a) Incerteza na evolução da pressão

- Sem coeficiente de incerteza

$$DPR(I) = DPW(I) \cdot FAK1(I) \cdot W(I) \sim \bullet^{0.825} \quad (6.29)$$

$$DPE(I) = ALPHAZ(I) \cdot DPW(I) \quad (6.30)$$

$$PE = PA + PCA \quad (6.31)$$

- Com coeficiente de incerteza

$$DPR(I) = DPW(I) \cdot FAK1(I) \cdot W(I) \sim \bullet^{0.825} \cdot f5 \cdot f12 \quad (6.32)$$

$$DPE(I) = ALPHAZ(I) \cdot DPW(I) \cdot f5 \quad (6.33)$$

$$PE = \frac{PA}{f9} + \frac{PCA}{(f10 \cdot f11)} \quad (6.34)$$

onde DPR(I) é a perda de pressão devido ao atrito no canal I, FAK1(I) é o fator de atrito no canal I, W(I) é a velocidade do refrigerante no canal I, DPW(I) é a perda de pressão dinâmica no canal I, DPE(I) é a perda de pressão na entrada no canal I, ALPHAZ(I) é o coeficiente de perda de pressão na entrada para o canal I, PE é a pressão de entrada, PA é a pressão atmosférica, PCA é a pressão da coluna de água (da borda da piscina até o início de elemento combustível) f5 é a incerteza na variação da velocidade no canal em relação a velocidade nominal, f9 é a incerteza na variação da pressão atmosférica, f10 é a incerteza no decréscimo do nível de água em relação ao seu nível normal, f11 é a incerteza na variação do peso específico da água devido as variações de

temperatura e f_{l2} é a incerteza na validade da expressão utilizada para calcular a perda de pressão por atrito.

Cada fator de incerteza global pode ser calculado baseado nas tolerâncias de fabricação, erros no cálculo da distribuição de velocidade do refrigerante, desvios no controle de potência do reator e nas margens de segurança para os coeficientes de transferência de calor. Os fatores que são levados em consideração são apresentados na tabela 6.2. Os desvios estimados são baseados na experiência de fabricação, projeto e operação de elementos combustíveis de MTR. Os fatores de incerteza global são calculados dos subfatores avaliados destes desvios. O método convencional para combinar estes subfatores é fazer simplesmente o produto deles, isto é:

$$F = f_{b1} \cdot f_{b2} \cdot \dots \cdot f_{bn} \quad (6.35)$$

onde F é o fator de incerteza global e f_{b_j} é o j ésimo subfator para a incerteza global F .

A Tabela 6.3 apresenta os subfatores utilizados nos cálculos da pressão.

Tabela 6.2 - Subfatores de incerteza para composição das incertezas globais.

	Desvio (%)		F ₂	F ₃
Incerteza no Teor de Urânio na Placa: f1	2	1,02	1,02	1,02
Incerteza na Medida de Potência: f2	5	1,05	1,05	1,05
Incerteza na Variação da Superfície Ativa: f3	5	1,05		
Incerteza na Variação da Seção do Canal em Consequência da Distância entre Placas: f4	10	1,10		
Incerteza na Variação da Veloc. no Canal em Relação a Veloc. Nominal: f5	10	1,10	1,10	
Incerteza na Distribuição de Urânio: f6	8		1,08	1,08
Incerteza na Densidade de Urânio: f1	10		1,10	1,10
Incerteza na Validade da Expressão para Calcular Coef. Transf. de Calor: f8	25		1,25	
Incertezas Globais		1 1,36	1,75	1,27

Tabela 6.3 - Subfatores de incerteza para o cálculo da pressão.

Incerteza na Variação da Pressão Atmosférica: $f_9 = 1,04$

Incerteza no Decréscimo do Nível de Água em Relação ao Nível Nominal: $f_{10} = 1,01$

Incerteza na Variação do Peso Específico da Água Devido a Variações de Temperatura: $f_{11} = 1,005$

Incerteza na Validade da Expressão da Perda de Pressão por Atrito: $f_{12} = 1,10$

VI.5. Nova Sequência dos Cálculos Realizados pelo Programa HEATHYD Modificado

Os cálculos hidráulicos realizados na subrotina KUEHL não foram modificados.

No programa principal, após o cálculo da temperatura do refrigerante e da temperatura na superfície externa do revestimento são calculados a instabilidade volumétrica sofrida pela placa combustível e as variações decorrentes nas espessuras da placa e do canal. O programa seleciona a maior temperatura calculada na superfície externa do revestimento e calcula a espessura da camada de óxido e as variações na espessura da placa e do canal devido a formação desta camada. Voltando a subrotina KUEHL, o programa

recalcula a velocidade do refrigerante, a perda de pressão total e a temperatura de saturação. Em seguida, são calculadas a subida de temperatura do refrigerante, as temperaturas na superfície externa da camada de óxido, as temperaturas nas superfícies externa e interna do revestimento, as quedas de temperatura na interface cerne-revestimento e as temperaturas na superfície do cerne e na região central da placa combustível. Finalmente, são calculados os fluxos de calor para ONB, os fluxos de calor para DNB, as margens de segurança para ONB, as margens de segurança para DNB e as margens de segurança para instabilidade de fluxo.

O apêndice 2 apresenta para uma melhor visualização dos cálculos, o fluxograma simplificado do programa HEATHYD modificado.

VII. ANÁLISE DE COMBUSTÍVEIS MTR COM O PROGRAMA HEATHYD MODIFICADO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

O programa HEATHYD modificado foi utilizado para realizar as análises térmica, termoidráulica e de desempenho sob irradiação de elementos combustíveis tipo placa compostos de dispersões U3O8-AI, UA_{1-x}-Al e U₃Si₂-Al. O objetivo era verificar as novas formulações introduzidas para os três tipos de dispersão e avaliar a segurança de combustíveis de interesse do IPEN e da Divisão de Engenharia do Núcleo frente aos critérios e limites de projeto estabelecidos para MTR.

Três tipos de combustíveis foram escolhidos para análise:

- 1) um elemento combustível tipo placa composto de dispersões U3O8-AI de fabricação IPEN, que se encontra no núcleo do reator IEA-R1 desde setembro de 1988;
- 2) um elemento combustível tipo placa composto de dispersões UA_{1-x}-Al fabricado pela NUKEN, que se encontra no núcleo do reator IEA-R1 desde dezembro de 1981;
- 3) um elemento combustível tipo placa composto de dispersões U3Si₂-AI proposto para ser utilizado em um eventual núcleo do reator IEA-R1 operando a 10MW. Os estudos preliminares do projeto deste núcleo foram financiados pela IAEA dentro do programa ARCAL-V. O projeto tem um carácter preliminar e sua análise foi incluída neste trabalho apenas para testar as potencialidades do programa HEATHYD.

VII.1. Análises Realizadas com o Programa HEATHYD Modificado

As principais características do núcleo atual do reator IEA-R1 que foram utilizadas nas análises realizadas para as dispersões U3O8-AI e UA1_x-A1 são apresentadas na tabela 5.1, com exceção da temperatura de entrada do refrigerante que neste caso é 28,5°C.

VII.1.1. Dados de Projeto do Elemento Combustível à Dispersão

U₃O₈-A1

O elemento combustível analisado foi o IEA-130 de fabricação IPEN, que entrou no núcleo do reator em 05 de setembro de 1988. A tabela 7.1 apresenta as características principais do elemento e a tabela 7.2 apresenta os valores de queima obtidos até agosto de 1990, com os respectivos tempos de irradiação.

A tabela 7.3 apresenta o tempo de permanência do combustível no reator para atingir níveis de queima de 50% em 235y (obtidos por extrapolação dos valores apresentados na tabela 7.2). Essa seria a queima máxima atingida para este tipo de combustível.

Tabela 7.1 - Características principais do EC IEA-130.

PARÂMETRO	VALOR
Largura do Canal de Refrigeração (cm)	6,71
Largura da Parte não Ativa da Placa (cm)	0,4075
Largura Ativa da Placa Combustível (cm)	6,26
Comprimento do Canal de Refrigeração (cm)	62,50
Comprimento Ativo da Placa Combustível (cm)	60,00
Espessura do Canal de Refrigeração (cm)	0,289
Espessura da Placa Combustível (cm)	0,152
Espessura do Cerne (cm)	0,076
Fração em Volume da Fase Dispersa (Adimensional)	0,28

Tabela 7.2 - Valores de queima obtidos pelo EC IEA-130 desde a sua entrada no núcleo até agosto de 1990.

Queima (%)	Tempo de Irradiação (horas)	Tempo de Permanência (horas)
0,589	280h 29min	$4,2 \times 10^3$
1,480	676h 45min	$6,6 \times 10^3$
3,060	1250h 32min	$1,0 \times 10^4$
3,946	1520h 41min	$1,2 \times 10^4$
5,730	2020h 25min	$1,6 \times 10^4$

Tabela 7.3 - Valores de queima do EC IEA-130 desde a sua entrada no núcleo até aproximadamente $9,6 \cdot 10^4$ horas (11 anos de permanência no mesmo).

Queima (%)	Tempo de Permanência (horas)
0,589	$4,2 \times 10^3$
1,480	$6,6 \times 10^3$
3,060	$1,0 \times 10^4$
3,946	$1,2 \times 10^4$
5,730	$1,6 \times 10^4$
10	$2,3 \times 10^4$
20	$4,2 \times 10^4$
25	$5,1 \times 10^4$
30	$6,0 \times 10^4$
35	$7,0 \times 10^4$
40	$7,8 \times 10^4$
50	! $9,6 \times 10^4$

VII.1.2. Dados de Projeto do Elemento Combustível a Dispersão

UA1_x-A1

O elemento combustível analisado foi o IEA-123 de fabricação NUKEN, que se encontra no núcleo do reator IEA-R1 desde 21 de dezembro de 1981. A tabela 7.4 apresenta as características principais do elemento. Assumindo uma taxa de queima constante, são estimados os tempos de permanência do combustível no reator para atingir 50% de queima do ²³⁵U. O tempo de permanência a esta queima é de $1,1 \cdot 10^4$ horas (aproximadamente 13 anos).

Tabela 7.4 - Características principais do EC IEA-123.

PARÂMETRO	VALOR
Largura do Canal de Refrigeração (cm)	6,71
Largura da Parte não Ativa da Placa (cm)	0,4075
Largura Ativa da Placa Combustível (cm)	6,26
Comprimento do Canal de Refrigeração (cm)	62,50
Comprimento Ativo da Placa Combustível (cm)	60,00
Espessura do Canal de Refrigeração (cm)	0,289
Espessura da Placa Combustível (cm)	0,152
Espessura do Cerne (cm)	0,076
Fração em Volume da Fase Dispersa (Adimensional)	0,35

Tabela 7.5 - Valores de queima do EC IEA-123 desde a sua entrada no núcleo até aproximadamente 13 anos de permanência no mesmo.

Queima (%)	Tempo de Permanência (horas)
10	1,4 x IO ⁴
20	3,8 x IO ⁴
30	6,2 x IO ⁴
35	7,4 x IO ⁴
40	8,7 x IO ⁴
50	1,1 x IO ⁵

VII.1.3. Dados de Projeto do Elemento Combustível a Dispersão Ü3SÍ2-AI

O elemento combustível analisado pelo programa HEATHYD foi o elemento padrão proposto em versão preliminar pela Divisão de Física de Reatores para um eventual núcleo do reator IEA-R1 a 10MW. As principais características do elemento combustível a dispersão U3SÍ2-AI são apresentadas na tabela 7.6. A tabela 7.7 apresenta os parâmetros de projeto preliminares do núcleo do reator. O núcleo é composto por:

- 1) 12 elementos combustíveis padrão (com 18 placas combustíveis);
- 2) 4 elementos combustíveis de controle (com 12 placas combustíveis);
- 3) 4 elementos combustíveis com veneno queimável (com 14 placas combustíveis);
- 4) 1 elemento de irradiação (sem placas combustíveis).

Tabela 7.6 - Características principais do EC padrão preliminar proposto para utilização no núcleo do reator IEA-R1 a 10MW.

PARÂMETRO	VALOR
Largura do Canal de Refrigeração (cm)	6,66
Largura da Parte não Ativa da Placa (cm)	0,502
Largura Ativa da Placa Combustível (cm)	6,20
Comprimento do Canal de Refrigeração (cm)	62,50
Comprimento Ativo da Placa Combustível (cm)	60,00
Espessura do Canal de Refrigeração (cm)	0,279
Espessura da Placa Combustível (cm)	0,165
Espessura do Cerne (cm)	0,097
Fração em Volume da Fase Dispersa (Adimensional)	0,26

Tabela 7.7 - Parâmetros de projeto do reator IEA-R1 a 10MW.

Tipo do Reator	Tipo Piscina MTR
Nível de Potência Estado Estacionário (MW)	10
Tipo de Combustível	U3SÍ2 - AI
Enriquecimento do Combustível (%)	19,75
Número de Elementos Totais no Núcleo	21
Largura/Espessura das Placas Combustíveis (mm)	72,04 / 1,52
Dimensões do Cerne (mm)	0,97 x 62,0 x 600
Espessura do Canal Refrigeração (mm)	2,79
Vazão do Refrigerante (m ³ /h)	1092,0
Temperatura de Entrada do Refrigerante (°C)	39,0
Pressão de Entrada do Refrigerante (bar)	2,11

Segundo os estudos desenvolvidos na Divisão de Física de Reatores (82) ^ . período de permanência de cada elemento combustível no núcleo será de aproximadamente 238 dias ininterruptos, operando 24 horas por dia. Neste período, está sendo prevista uma queima de aproximadamente 41% de ^{235}U . A tabela 7.8 fornece uma estimativa do tempo de permanência do elemento no núcleo em função da queima. Para uniformização dos cálculos, este tempo foi estendido até 50% de queima do ^{235}U .

Tabela 7.8 - Estimativa de queima em função do tempo do EC composto de dispersões U3Si2-AI.

Queima (%)	Tempo de Permanência (horas)
23	$3,4 \times 10^3$
35	$5,0 \times 10^3$
41	$5,7 \times 10^3$
50	$7,0 \times 10^3$

VII.2. Análise dos Elementos Combustíveis a Dispersão com o Programa HEATHYD Modificado

A análise para os três tipos de dispersão (U^{0g-A1} , $UA1_x-A1$ e $U3SÍ2-AI$) foi desenvolvida com o programa HEATHYD modificado a 3 níveis de queima (0%, 25% e 50%). Os cálculos para as dispersões $UA1_x-A1$ foram desenvolvidos apenas para os valores nominais de projeto. Para os combustíveis U^{0g-A1} e $U3SÍ2-AI$, a análise foi desenvolvida para os valores nominais de projeto e para estes valores acoplados às incertezas de fabricação e projeto. Os apêndices 3, 4 e 5 apresentam os dados de entrada do programa HEATHYD para os casos analisados a valores nominais de projeto.

As tabelas 7.9, 7.11 e 7.12 apresentam, respectivamente, os resultados obtidos na análise dos três tipos de dispersões ($U308-AI$, $UA1_x-A1$ e $U3SÍ2-AI$) a valores nominais de projeto. As tabelas 7.10 e 7.13 apresentam os resultados obtidos para as dispersões $U303-AI$ e $U3SÍ2-AI$ considerando os coeficientes de incerteza nos dados de entrada do programa HEATHYD. Todos os resultados fornecidos nestas tabelas são para o ponto de máxima geração de calor na placa combustível. Os fatores de incerteza globais $F1$, $F2$, e $F3$ foram obtidos pelo método convencional de combinação de subfatores, ou seja, o simples produto deles, como apresentado na tabela 6.2. No caso, foram também utilizados os fatores de incerteza para o cálculo da pressão apresentados na tabela 6.3.

Tabela 7.9 - Resultados obtidos para as dispersões U⁰g-Al
(valores nominais de projeto).

	Queima (0%)	Queima (25%)	Queima (50%)
Diâmetro Hidráulico (mm;	5,54	5,54	5,50
Velocidade do Refrigerante (m/s)	1,39	1,39	1,40
Perda de Pressão Total (bar)	0,107	0,107	0,108
Temperatura de Saturação (°C)	111,6	111,6	111,6
Coef. de Transf. de Calor (cal/cm ² s°C)	0,1960	0,1962	0,1976
Temperatura do Refrigerante (°C)	32,3	32,3	32,3
Temp, da Superfície Ext. do Revest. (°C)	49,9	52,0	53,3
Temp, da Superfície Int. do Revest. (°C)	50,1	52,3	53,6
Temp, na Superfície do Cerne (°C)	51,3	53,5	54,8
Temp, no Centro do Cerne (°C)	51,4	53,6	54,8
Margem Segurança para DNB	26,87	26,87	26,89
Margem Segurança para ONB	4,49	4,49	4,55
Margem Seg. Instab. de Fluxo	9,73	9,73	9,75

Tabela 7.10 - Resultados obtidos para as dispersões 11303-A1 (com coeficientes de incerteza).

	Queima (0%)	Queima (25%)	Queima (50%)
Diâmetro Hidráulico (mm)	5,54	5,52	5,48
Velocidade do Refrigerante (m/s)	1,39	1,40	1,41
Perda de Pressão Total (bar)	0,114	0,114	0,115
Temperatura de Saturação (°C)	110,5	110,5	110,5
Coef. de Transf. de Calor (cal/cm ² s°C)	0,2003	0,2010	0,2028
Temperatura do Refrigerante (°C)	35,7	35,7	35,7
Temp, da Superfície Ext. do Revest. (°C)	65,8	73,0	77,5
Temp, da Superfície Int. do Revest. (°C)	66,2	73,6	78,1
Temp, na Superfície do Cerne (°C)	68,3	75,7	80,2
Temp, no Centro do Cerne (°C)	68,4	75,8	80,3
Margem Segurança para DNB	14,88	14,89	14,90
Margem Segurança para ONB	2,48	2,48	2,51
Margem Seg. Instab. de Fluxo	6,89	6,89	6,91

Tabela 7.11 - Resultados obtidos para as dispersões UA1_x-A1
(valores nominais de projeto).

	Queima (0%)	Queima (30%)	Queima (50%)
Diâmetro Hidráulico (mm)	5,54	5,53	5,50
Velocidade do Refrigerante (m/s)	1,39	1,40	1,40
Perda de Pressão Total (bar)	0,107	0,107	0,107
Temperatura de Saturação (°C)	111,6	111,6	111,6
Coef. de Transf. de Calor (cal/cm ² s°C)	0,1960	0,1963	0,1975
Temperatura do Refrigerante (°C)	32,3	32,3	32,3
Temp, da Superfície Ext. do Revest. (°C)	49,9	52,4	53,7
Temp, da Superfície Int. do Revest. (°C)	50,1	52,7	54,0
Temp, na Superfície do Cerne (°C)	51,3	53,9	55,2
Temp, no Centro do Cerne (°C)	51,4	53,9	55,3
Margem Segurança para DNB	26,87	26,87	26,88
Margem Segurança para ONB	4,49	4,50	4,52
Margem Seg. Instab. de Fluxo	9,73	3,74	9,75

Tabela 7.12 - Resultados obtidos para as dispersões U3SÍ2 - A I
(valores nominais de projeto).

	Queima (0%)	Queima (23%)	Queima (50%)
Diâmetro Hidráulico (mm)	5,36	5,35	5,30
Velocidade do Refrigerante (m/s)	4,09	4,10	4,14
Perda de Pressão Total (bar)	0,433	0,435	0,444
Temperatura de Saturação (°C)	114,0	114,0	113,8
Coef. de Transf. de Calor (cal/cm ² s°C)	0,5130	0,5140	0,5192
Temperatura do Refrigerante (°C)	46,5	46,5	46,5
Temp, da Superfície Ext. do Revest. (°C)	83,7	89,3	93,2
Temp, da Superfície Int. do Revest. (°C)	85,0	90,6	94,6
Temp, na Superfície do Cerne (°C)	91,7	97,3	101,2
Temp, no Centro do Cerne (°C)	92,1	97,7	101,6
Margem Segurança para DNB	5,91	5,91	5,92
Margem Segurança para ONB	1,81	1,81	1,83
Margem Seg. Instab. de Fluxo	4,51	4,51	4,52

Tabela 7.13 - Resultados obtidos para as dispersões U3SÍ2-AI (com coeficientes de incerteza).

	Queima (0%)	Queima (23%)	Queima (50%)
Diâmetro Hidráulico (mm)	5,36	5,34	5,28
Velocidade do Refrigerante (m/s)	4,09	4,11	4,15
Perda de Pressão Total (bar)	0,489	0,494	0,506
Temperatura de Saturação (°C)	111,9	111,8	111,6
Coef. de Transf. de Calor (cal/cm ² s°C)	0,5302	0,5324	0,5387
Temperatura do Refrigerante (°C)	51,2	51,2	51,1
Temp, da Superfície Ext. do Revest. (°C)	114,2	141,4	161,5
Temp, da Superfície Int. do Revest. (°C)	116,5	143,9	164,2
Temp, na Superfície do Cerne (°C)	128,1	155,6	176,0
Temp, no Centro do Cerne (°C)	128,8	156,2	176,6
Margem Segurança para DNB	3,20	3,20	3,21
Margem Segurança para ONB	0,96	0,97	0,97
Margem Seg. Instab. de Fluxo	3,14	3,14	3,14

VII.3. Discussão dos Resultados Obtidos nas Análises

VII.3.1. Dispersões UAl_x-A1 e $U3O3-A1$

Os resultados da análise desenvolvida com o programa HEATHYD modificado para os elementos combustíveis a dispersão $U^{235}O_2-A1$ e UAl_x-A1 (Tabelas 7.9 e 7.11) mostram que estes elementos apresentarão comportamento adequado até 50% de queima de ^{235}U nas condições atuais de operação do reator IEA-R1. Até estas queimas, nem o inchamento nem a formação da camada de óxido na superfície externa do revestimento proporcionarão variações significativas nos parâmetros térmicos e termoidráulicos calculados. A máxima temperatura na superfície externa do revestimento para as dispersões $U3O_8-A1$ e UAl_x-A1 é de, respectivamente, $53,3^{\circ}C$ e $53,70^{\circ}C$, acarretando um aumento de cerca de $3,50^{\circ}C$ quando se passa de 0% a 50% de queima. Estas temperaturas estão bem abaixo do limite de $100^{\circ}C$ considerado para a liga de alumínio utilizada no revestimento das dispersões. Do mesmo modo, as margens de segurança obtidas para ONB, instabilidade de fluxo e DNB superam com folga os limites de projeto estabelecidos.

A consideração de coeficientes de incerteza nos dados de entrada do programa HEATHYD alterou sensivelmente os resultados obtidos para as dispersões $U^{235}O_2-A1$ (Tabela 7.10). Neste caso, a temperatura na superfície externa da placa combustível aumentou cerca de $250^{\circ}C$, atingindo $77,50^{\circ}C$ a queimas de 50% de ^{235}U e as margens de segurança para ONB, instabilidade de fluxo e DNB reduziram, sensivelmente. Entretanto, elas continuam aquém dos limites estabelecidos para as dispersões $U^{235}O_2-A1$.

Para os dois tipos de reatores, a velocidade crítica do refrigerante é aproximadamente 13,95 m/s. Muito acima dos valores de velocidade calculados nas tabelas 7.9, 7.10 e 7.11.

VII.3.2. Dispersões U3Si2-Al

A potência de operação do reator de 10MW leva certamente a valores significativos para o inchamento e para a espessura da camada de óxido formada na placa combustível de U3Si2-Al. O inchamento é função da densidade de fissão e a espessura da camada de óxido é calculada em função do pH do refrigerante, do tempo de permanência do elemento no reator e da temperatura do revestimento, sendo maior quanto maior a temperatura atingida.

Da tabela 7.12, nota-se que as temperaturas do revestimento atingem 83,7°C a 0% de queima e 93,2°C a uma queima de 50% de ²³⁵U, mostrando que os efeitos da irradiação são preponderantes na potência de 10MW. Entretanto, estes valores e os obtidos para as margens de segurança para ONB, instabilidade de fluxo e DNB não ultrapassam nenhum dos limites de projeto estabelecidos para MTR. Caso estes resultados fossem considerados para o núcleo de U3Si2-Al, seria recomendável a utilização de ligas de alumínio no revestimento da placa combustível. A temperatura da superfície externa do revestimento de 93,2°C, muito próxima do limite para corrosão do alumínio de alta pureza (100°C). A velocidade crítica do refrigerante é de 14,29 m/s, superior ao valor obtido para a velocidade do refrigerante na tabela 7.12.

A utilização de coeficientes de incerteza nos cálculos da dispersão U3Si2-Al leva a um aumento considerável nas temperaturas obtidas na placa (vide tabela 7.13). A temperatura na superfície externa do revestimento atinge 114,2°C a 0% de queima e 161,5°C a

50% de queima, mostrando que a densidade de fissão é um paramec.ro preponderante nos cálculos. O fluxo de calor para ONB é atingido e este regime predomina no reator, mas as margens de segurança para instabilidade de fluxo e DNB permanecem abaixo dos limites de projeto estabelecidos.

Os resultados altamente conservativos obtidos com a utilização de coeficientes de incerteza no cálculo da dispersão U3SÍ2-AI, levariam certamente à rejeição do núcleo calculado na potência de 10MW para o reator IEA-R1, uma vez que o limite de temperatura é ultrapassado a 50% de queima de ²³⁵u. Entretanto, o projeto de reatores nucleares tem demonstrado que a combinação de subfatores pelo método convencional ou seja pela simples multiplicação de subfatores para estabelecimento da incerteza global (vide F1, F2 e F3 na tabela 6.2) levam a resultados extremamente conservativos. Hoje é comum utilizar os métodos de combinações estatística e mista de subfatores (80) _

No método de combinação estatística, é possível indicar para cada subfator uma função de distribuição de probabilidade onde a confiabilidade da combinação dos subfatores independentes pode ser avaliada (83) _ Neste caso, a incerteza global é dada pela seguinte equação:

$$F = 1 + \left[\sum_{i=1}^n (f_i - D)^2 \right]^{1/2} \quad (7.1)$$

onde F é o fator de incerteza global e fⁱ é o iésimo subfator desta incerteza.

Quando o erro para as variáveis não é estatístico mas sistemático, o método da combinação estatística não pode ser aplicado. Então, quando um conjunto de erros é sistemático e um

outro conjunto de erros é estatístico, a incerteza global é dada por uma combinação mista:

$$F = f_{s1} \cdot f_{s2} \cdot \dots \cdot f_{si} \cdot U + t \sqrt{\sum_{i=1}^n (f_{bi} - 1)^2} \cdot 1/2 \quad (7.2)$$

onde F é a incerteza global, f_{s-j} é o j-ésimo subfator com erro sistemático e f_{i} é o i-ésimo subfator com erro estatístico.

A combinação mista ou estatística fornece valores de incertezas globais menores do que os obtidos pela combinação convencional gerando resultados muito menos conservativos que os fornecidos pela combinação convencional.

Sendo assim, é prematuro rejeitar o núcleo definido para o reator IEA-R1 operando a 10MW antes que uma avaliação criteriosa dos subfatores seja desenvolvida. No caso, seria necessário observar dentre os subfatores de incerteza aqueles que seriam combinados de forma estatística e de forma mista.

Com relação aos outros resultados apresentados nas tabelas 7.12 e 7.13, os seguintes comentários podem ser desenvolvidos:

1) a redução do diâmetro hidráulico em função do aumento da espessura das placas combustíveis prevaleceu sobre o aumento da velocidade do refrigerante, proporcionando uma diminuição do número de Reynolds;

2) o aumento da velocidade do refrigerante em função da diminuição da seção do canal proporcionou um aumento da queda de pressão com conseqüente redução na temperatura de saturação; e

3) a redução do diâmetro hidráulico prevaleceu sobre a diminuição do número de Reynolds, proporcionando o aumento do coeficiente de transferência de calor.

Analisando os resultados obtidos com o programa modificado para as margens de segurança para ONB, instabilidade de fluxo e DNB obtidas a 50% de queima de ^{23}U , observa-se que estes valores são ligeiramente superiores aos obtidos a 0% de queima (tabelas 7.9 a 7.13) . O aumento da velocidade do refrigerante e do coeficiente de transferência de calor ao longo da queima são os responsáveis pelos aumentos obtidos nas margens de segurança descritas, mostrando que o acoplamento das formulações relevantes ao desempenho sob irradiação não altera as margens de segurança do reator.

VIII. CONCLUSÕES

A análise dos fenômenos que afetam o desempenho sob irradiação de combustíveis a dispersão de MTR mostra uma maior estabilidade das dispersões $UA1_x-A1$ e $U3SÍ2-A1$ em relação as dispersões $U,0_g-A1$. As dispersões $U3O3-A1$ sofrem inchamentos superiores àqueles normalmente apresentados pelas dispersões $UA1_x-A1$ e $U3SÍ2-A1$, provenientes tanto de um maior acúmulo de produtos de fissão nas porosidades existentes na partícula combustível como de uma maior taxa de reação química entre esta partícula e a matriz de alumínio. O inchamento é função principalmente da densidade de fissão e da quantidade inicial de vazios provenientes de fabricação. O aumento da concentração de urânio na dispersão $U3O8-A1$ aumenta a concentração de vazios de fabricação podendo levar a inchamentos menores em combustíveis com maiores carregamentos de urânio.

As dispersões $UA1_x-A1$ apesar de comprovada estabilidade sob irradiação é utilizada em menor escala em MTR, devido à sua mais baixa massa específica. As dispersões $U3SÍ2-A1$ por apresentarem uma melhor estabilidade sob irradiação e uma maior massa específica em relação as dispersões $UA1_x-A1$ e $U,0g-A1$ é dentre estes combustíveis os mais promissores para utilização em MTR.

O histórico da utilização, a análise do desempenho e os exames pós-irradiação conduzidos em combustíveis a dispersão $U3O3-A1$ mostram que as especificações técnicas de fabricação dos elementos combustíveis a dispersão $U,0g-A1$ do IPEN garantem o seu bom desempenho sob irradiação pelo menos até 50% de queima de ^{235}U .

A análise térmica, termoidráulica e de desempenho sob irradiação desenvolvida com o programa computacional HEATHYD modificado mostra que os combustíveis a dispersão $U,0_g-A1$ e $UA1_x-A1$

devem se comportar de maneira satisfatória até 50% de queima de ^{235}U a uma potência de operação de 2MW no reator IEA-R1. Na operação destes combustíveis em regime permanente no reator, nenhum limite de projeto para MTR é ultrapassado.

O programa HEATHYD modificado engloba praticamente todas as formulações e modelos de cálculo de programas tradicionais usados para a análise térmica e termoidráulica de combustíveis MTR. As pequenas diferenças entre os cálculos desenvolvidos pelo HEATHYD modificado e o COBRA-3C/RERTR está na consideração pelo primeiro de placas "dummy" no elemento combustível. Estas placas foram mantidas no programa HEATHYD modificado para permitir a análise de elementos combustíveis que as possuam, uma vez que existem fora do Brasil combustíveis MTR com este tipo de placa.

O acoplamento no programa HEATHYD de formulações para análise de fenômenos sob irradiação como inchamento e corrosão da placa combustível permitem ao HEATHYD modificado analisar térmica e termoidráulicamente combustíveis a diferentes taxas de queima. O acréscimo de coeficientes de incerteza em seus modelos leva a resultados de cálculo mais conservativos do que os obtidos pelo programa COBRA-3C/RERTR.

A análise com o programa HEATHYD modificado do núcleo com elementos combustíveis a dispersão U3SÍ2-AI concebido em versão preliminar para o reator IEA-R1 a uma potência de 13MW mostra que a valores nominais de projeto nenhum limite de projeto de MTR é ultrapassado. Entretanto, a consideração de fatores de incerteza na análise gera temperaturas nas placas combustíveis deste núcleo superiores às admitidas em projeto e o reator opera durante todo o tempo em regime de escoamento bifásico. O método multiplicativo de combinação de incertezas das variáveis de fabricação, projeto e operação do combustível é reconhecido como um gerador de resultados

de cálculo altamente conservativos. A combinação de incertezas pelo método estatístico ou pelo método misto pode proporcionar resultados para o núcleo com combustíveis a dispersão U3Si2-AI que não ultrapassem limites de projeto para MTR.

Como sugestão para trabalhos futuros seria interessante verificar dentre as incertezas das variáveis aquelas estatísticas e aquelas sistemáticas. A combinação destas incertezas pelo método de combinação misto proporcionará projetos com um grau de conservantismo menor.

Como o cálculo da velocidade crítica de Miller do refrigerante consiste de uma formulação simples e de fácil utilização, também fica como sugestão para trabalhos futuros a sua inclusão nos cálculos do programa HEATHYD modificado.

IX - REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- BREAZEALE, W.M. The swimming pool. A low cost research reactor. Nucleonics, 10(11) :56-60, 1952.
- WAUGH, R.C. The reaction and growth of uranium dioxide-aluminum fuel plates and compacts. Oak Ridge, Term., Oak Ridge National Lab., 1959. (ORNL-2701).
- TISSIER, A. CERCA: working towards better LEU fuel production. Nuclear Engineering International, 36(449):50-1, 1991.
- COPELAND, G.L. & MARTIN, M.M. Fabrication of high - uranium loaded U3O8-AI developmental fuel plates. In: ARGONNE NATIONAL LABORATORY. Development, fabrication and application of reduced enrichment fuels for research and test reactors: proceedings of an international meeting on... held in Argonne, 12 - 14 November, 1980. Argonne, 111., 1980. p.67-80. (ANL/RERTR/TM-3).
- FRANCIS, W.C. Some results of aluminum irradiation at the MTR/ETR. In: ATOMIC ENERGY COMMISSION. Research reactor fuel element: proceedings of a conference... held in Gatlinburg, 17-19 September, 1962. Oak Ridge, Term., s.d. v.2, p.444-68. (TID-7642).
- GIBSON, G.W. & SHUPE, O.K. Annual progress report on fuel element development for fv 1961. 1961. (IDO-16721).
- LENNOX, D.H. & KELBER C.N. Summary report on the hazards of the Argonaut reactor. Lemont, 111., Argonne National Lab., Dec. 1956. (ANL-5647).

8. RICHT, A.E.; LEITTEN JR., C.F.; BEAVER, R.J. Radiation performance and induced transformations in aluminum-base fuels. In: ATOMIC ENERGY COMMISSION. Research reactor fuel element: proceedings of a conference held in Gatlinburg, 17-19 September, 1962. Oak Ridge, Tenn., s.d. v.2, p.469-88. (TID-7642).
9. KUCERA, W.J.; LEITTEN, C.F.; BEAVER, R.J. Specifications and procedures used in manufacturing U3O8 ~ aluminum dispersion fuel elements for core I of the Puerto Rico research reactor. Oak Ridge, Tenn., Oak Ridge National Lab., 1963. (ORNL-3458).
10. WALKER, V.A.; GRABER, M.J.; GIBSON, G.W. ATR fuel materials development irradiation results - part II. 1966. (IDO-17157).
11. FRAJNDLICH, R. Cálculo dos novos parâmetros neutrônicos e termoidráulicos do reator IEA-R1 em consequência da conversão dos elementos combustíveis de alto para baixo enriquecimento em U-235. São Paulo, Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, set. 1984. (Relatório Interno, IPEN).
12. KNIGHT, R.W.; BINNS, J.; ADAMSON JR., G.M. Fabrication procedures for manufacturing high flux isotope reactor fuel elements. Oak Ridge, Tenn., Oak Ridge National Lab., June 1968. (ORNL-4242).
13. BEAVER, R.J.; ADAMSON, G.M.; PATRIARCA, P. Procedures for fabricating aluminum - base ATR fuel elements. Oak Ridge, Tenn., Oak Ridge National Lab., June 1964. (ORNL-3632).
14. MARTIN, M.M.; RICHT, A.E.; MARTIN, W.R. Irradiation behavior of aluminum - base fuel dispersions. Oak **P**ridge, Tenn., Oak Ridge National Lab., May 1973. (ORNL-4856).

15. BEESTON, J.M.; HOBBS, R.R.; GIBSON, G.W.; FRANCIS, W.C.
Development and irradiation performance of uranium
aluminide fuels in test reactors. Nucl. Technol., 49:136-
49, 1980.
16. THÜMLER, F.; LILIENTHAL, H.E.; NAZARÉ, S. UA₁₂-Al instead of
UA₁₃-Al in fuel element plates for Advanced Test Reactor.
Powder Metall. Int., 12(23):1-22, 1969.
17. DIENST, W.; NAZARÉ, S.; THÜMLER, F. Irradiation behavior of
UA_{1x}-Al dispersion fuel for thermal high flux reactors. J.
Nucl. Mater., 64:1-13, 1977.
18. NAZARÉ, S.; ONDRACEK, G.; THÜMLER, F. Investigations on
UA_{1x}-Al dispersion fuels for high-flux reactors. J. Nucl.
Mater. 56:251-59, 1975.
19. HROVAT, M.F.; HASSEL, H.W.; WEHNER, E.L. Advanced MTR fuel.
Nuclear Europe, 6_:28-30, 1985.
20. NAZARÉ, S. Low enrichment dispersion fuels for research and
test reactors. J. Nucl. Mater., 124:14-24, 1984.
21. TRAVELLI, A. Current status of the RERTR program. In: ARGONNE
NATIONAL LABORATORY. Development, fabrication and
application of reduced enrichment fuels for research and
test reactors: proceedings of an international meeting
on. . . held in Argonne, 12 - 14 November, 1980. Argonne,
111., 1980. p.3-13. (ANL/REF.7r./TM-3) .
22. DOMAGALA, R.F.; WIENCEK, T.C.; THRESH, H.R. U-Si and U-Si-Al
dispersion fuel alloy development for research and test
reactors. Nucl. Technol., 62:353-60, 1983.
23. STAHL, D.; CUNNINGHAM, J.E.; FRANCIS, W.C. Development of
advanced high-uranium density reduced-enrichment plate-type
fuels. Trans. Am. Nucl. Soc 3_C:725-26, 1978.

24. COPELAND, G. High-density, reduced-enrichment fuels for research reactors - I. Trans .Am.Nucl.Soc . , 5,5:274, 1987.
25. DOMAGALA, R.F.; WIENCEK, T.C.; THRESH, H.R. Some properties of U-Si alloys in the composition range t^{Si} to U_3Si_2 - In: ARGONNE NATIONAL LABORATORY. Reduced enrichment for research and test reactors: international meeting on held in Argonne, 15-18 October, 1984. Argonne, 111., 1984. p.47-60. (ANL/RERTR/TM-6) .
26. INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. Standardization of specifications and inspection procedures for LEU plate-type research reactors fuels. Report of a consultants meeting organized by the international atomic energy agency and held in Greesthacht, Federal Republic of Germany, 16-18 April 1986. Vienna, 1986. (IAEA-TECDOC-467) .
27. DOMAGALA, R.F. ; WIENCEK, T.C.; THRESH, H.R.; STAHL, D. The status of uranium-silicon alloy fuel development for the RERTR program. In: ARGONNE NATIONAL LABORATORY. Development, fabrication and application of reduced enrichment fuels for research and test reactors: proceedings of an international meeting on. . . held in Argonne, 12 - 14 November, 1980. Argonne. 111., 1980. p.90-115. (ANL/RERTR/TM-3) .
28. NEWTON, D.G. Fabrication of highly-loaded low-enrichment uranium aluminide fuel plates. In: ARGONNE NATIONAL LABORATORY. Development, fabrication and application of reduced enrichment fuels for research and test reactors: proceedings of an international meeting on. . . held in Argonne, 12 - 14 November, 1980. Argonne, 111., 1980. p.81-9. (ANL/F..ERTR/TM-3)

29. SNELGROVE, J.L. Qualification status of LEU fuels. In: ARGONNE NATIONAL LABORATORY. Reduced enrichment for research and test reactors: international meeting- on... held in Buenos Aires, Argentina, Sep. 28 - Oct. 1. 1987. Argonne, 111., 1987. p.1-18.
30. HOLDEN, A.N. Dispersion fuel elements. New York, N.Y., Gordon & Breach, 1968.
31. KAUFMANN, A.R. Nuclear reactor fuel elements - Metallurgy and Fabrication. New York, N.Y., John Wiley & Sons, 1962.
32. WEBER, C.E. Progress on dispersion elements. Progress in nuclear energy. Series V. vol.2, p.295-362,1959.
33. SAMOILOV, A.G.; KASHTANOV, A.I.; VOLVOK, V.S. Dispersion fuel nuclear reactor elements. Jerusalem, IPST, 1968.
34. WEBER, C.E. & HIRSCH, H.H. Dispersion-type fuel elements. In: UNITED NATIONS. Peaceful uses of atomic energy: proceedings of the international conference on... held in Geneva, 8-20 August, 1955, v. 9: Reactor technology and chemical processing. New York, N.Y., 1956. p.196-202.
35. LEAL NETO, R.M. Estudo de processos de obtenção de pó de U3O8 empregado em elementos combustíveis do tipo MTR. São Paulo, 1989. (Dissertação de Mestrado, Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares).
36. CINTRA, S.H.L.; GENTILE, E.F.; NISHIOKA, I.; ABRÃO, I[^].A.S.; AMBROSIO F²., F. Análise de variáveis do processo de fabricação de placas com núcleos de dispersões Al-U3Og. Metal., 26(146):31-43, 1970.
37. CASTILLO, V.F.J.; MARIN, J.E.; CHAVES, P.J.C.; HECHENLEITNER, S.H.; TESTART, T.E.; CORTEZ, N.D. Fabricación de combustible tipo disperso (MTR.) . Nuc leo técnica, 11:11-22, 1986. •

38. CASTILLO, V.F.J.; MARIN, H.J. ; CHAVES, P.J.C.; HECHENLEITNER, H.S.; TESTART, T.E.; CORTES, D.W. U₃O₈ para combustibles tipo disperse Nucleotecnica, 1:23-30, 1986.
39. SNELGROVE, J.L.; DOMAGALA, R.F. ; HOFMAN, G.L. ; WIENCEK, T.C.; COPELAND, G.L.; HOBBS, R.W.; SENN, R.L. The use of U₃Si₂ dispersed in aluminum in plate-type fuel elements for research and test reactors. Argonne National Laboratory, Argonne, Ill., 1987. (ANL/RERTR/TM-11).
40. INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. Research reactor core conversion guidebook. Vol4: Fuels (Appendices I-K) . International Atomic Energy Agency. (IAEA-TECDOC-643).
41. INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. Research reactor core conversion from the use of highly enriched uranium to the use of low enriched uranium fuels guidebook. A technical document issued by the International Atomic Energy Agency. Vienna, 1980. (IAEA-TECDOC-233).
42. HOFMAN, G.L.; COPELAND, G.L.; SANECKI, J.E. Microscopic investigation into the irradiation behaviour of U²³⁵-Al dispersion fuel. Nucl. Technol., 72(3) :338-44, 1986.
43. BILLINGTON, D.S. Radiation damage in reactor materials. In: ATOMIC ENERGY COMMISSION. Nuclear chemistry and effects of irradiation: proceedings of the international conference ... atomic energy, v.VII, p.421-32, P/744.
44. OLANDER, D.R. Fundamental aspects of nuclear reactor fuel elements. Oak Ridge, s.d. (TID-26711-P1).
45. BARNES, R.S. A theory of swelling and gas release for reactor materials. J. Nucl., 11(2) :135-48, 1964.
46. WEIR, J.R. A failure analysis for the low-temperature performance of dispersion fuel elements. Oak Ridge, Tenn., Oak Ridge Lab., 1960. (ORNL-2902).

47. TOULOUKIAN, Y.S.; LILEY, P.E.; SAXENA, S.C. Thermal conductivity nonmetallic liquids and gases. New York, Plenum, 1970. p.88-93. (Thermophysical properties of matter, vol.3).
48. FLEMING, J.D. & JOHNSON, J.W. Exothermic reactions in Al-¹Og composites. In: ATOMIC ENERGY COMMISSION. Research reactor fuel element: proceedings of a conference... held in Gatlinburg, 17-19 September, 1962. Oak Ridge, Term., s.d. v.2, p.649-66. (TID-7642).
49. FLEMING, J.D. & JOHNSON, J.W. Aluminum-¹Og exothermic reactions. Nucleonics, 21(5):84-7, 1963.
50. PASTO, A.E.; COPELAND, G.L.; MARTIN, M.M. A quantitative differential thermal analysis study of the U₃O₃-Al thermit reaction. Oak Ridge, Term., Oak Ridge National Lab., June 1980. (ORNL-5659).
51. WIENCEK, T.C.; DOMAGALA, R.F.; THRESH, H.R. Thermal compatibility studies of unirradiated uranium silicide dispersed in aluminum. Nucl. Technol., 71:608-16, 1985.
52. YOSHIMOTO, A. Comunicação pessoal.
53. BRANDT, J.L. Properties of pure aluminum. In: HORN, K.R. Aluminum, v.1: Properties, physical metallurgy and phase diagrams. London, Chapman & Hall, 1967. p. 1-30.
54. WANKLYN, J.N.; JONES, P.S. The aqueous corrosion of reactor metals. J. Nucl. Mater., 6(3):291-329, 1962.
55. VINJAMURI, K.; HOBBS, R.R. Aqueous corrosion of uranium aluminide fuel. Nucl. Technol. 62,:145-150, 1983.
56. DRALEY, J.E. & RUTHER, W.E. Aqueous corrosion of aluminum part 1 - Behavior of 1100 alloy. Corrosion. 12:441t - 448t, 1956.

57. DRALEY, J.E. & RUTHER, W.E. Aqueous corrosion of aluminum part 2 - Methods of protection above 200°C. Corrosion, 12:480t - 490t, 1956.
58. TROUTNER, V.H. Uniform aqueous corrosion of aluminum effects of various ions. Hanford Laboratories, 1957. (HW-50133).
59. AYRES, J.A. Evaluation of aluminum for use in reactor cooled by high-temperature circulating water. Hanford Laboratories, 1960. (HW-61757).
60. LAVIGNE, M.J. Effects of cold working on corrosion of high purity aluminum in water at high temperatures. Corrosion, 14:226t-228t, 1958.
61. GOMEZ, J.; MORANDO, R.; PEREZ, E. E.; GIORSETTI, D. R.; COPELAND, G.L.; HOFMAN, G.; SNELGROVE, J.L. Post irradiation examination of high-U-loaded low enriched U308, UA1₂, and U3Si test fuel plates. In: ARGONNE NATIONAL LABORATORY. Reduced enrichment for research and test reactors: international meeting on ... held in Argonne, 15-18 October, 1984. Argonne, 111., 1984. p.86-102. (ANL/RERTR/TM-6).
62. KHAN, L.A.; NABBI, R. Heat transfer analysis of the existing HEU and proposed LEU cores of Pakistan Research Reactor. KERNFORSCHUNGSANLAGE, Jillich, 1987. (JÜL-2118).
63. Diseño termohidraulico, conceptos, modelos, códigos. Curso de: entrenamiento en aplicación de códigos de computador a cálculos de reatores - ARCAL V - Centro Atómico Bariloche, 1989.
64. WOODRUF, W.L. COBRA-3C/RERTR - A thermal-hvdarulic subchannel code with low pressure capabilities and suppliment. Supplemental Information for COBRA-3C/RERTR, 1983.

65. PARKANSKY, D. ; VERTULHO, A. Segundo curso latino americano sobre tecnología de elementos combustíveis tipo placa para reatores de investigation. República Argentina-Commission Nacional de Energia Atómica, 1985.
66. H, R.C.; M, M.N.; L., J.A. Calculo neutronico v termohidraulico del RP-10. Instituto Peruano de Energia Nuclear. Contrato de investigación N° 4702/RB-OIEA. Informe Preliminar, 1988.
67. EL-WAKIL, M.M. Nuclear heat transport. ANS Publishers, Hinsdale - 111, 1978.
68. PERROTTA, J.A. Resumo de notas de aulas do curso de projeto de combustivel tipo placa. CNEA-Argentina, 1985.
69. MAXWELL, J.C. Treatise on electricity and magnetism. 3d ed. New York, Dover, 1954. p.440.
70. EUCKEN, A. Wärmeleitfähigkeit keramischer feuerfester **Stoffe**; Die berechnung aus der **Wärmeleitfähigkeit** der bestandteile; Forsch. Gebiet. Ingenieurw., B3, Forschungsheft, 353, 16pp., 1932.
71. TIPTON Jr., C. R. Reactor handbook. Second Edition, Vol I, Materials, p.484, 1960.
72. TOULOUKIAN, Y.S.; POWELL, R.W.; HO, C.Y.; KLEMENS, P.G. Thermal conductivity. Metallic elements and alloys. New York, Plenum, 1970. p.887. (Thermo~hysical properties of matter, vol.1).
73. TOULOUKIAN, Y.S.; POWELL, R.W.; HO, C.Y.; KLEMENS, P.G. Thermal conductivity. Metallic elements and alloys. New York, Plenum, 1970. p.887. (Thermophysical properties of matter, vol.1).
74. TOULOUKIAN, Y.S. ; POWELL, R.W. ; HO, C.Y. ; KLEMENS, P.G. Thermal conductivity. Metallic elements and allovs. New

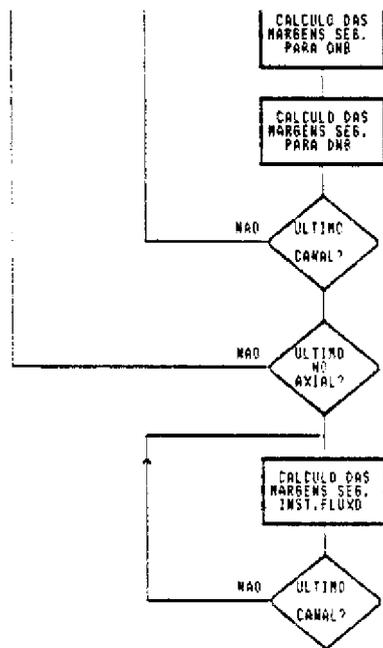
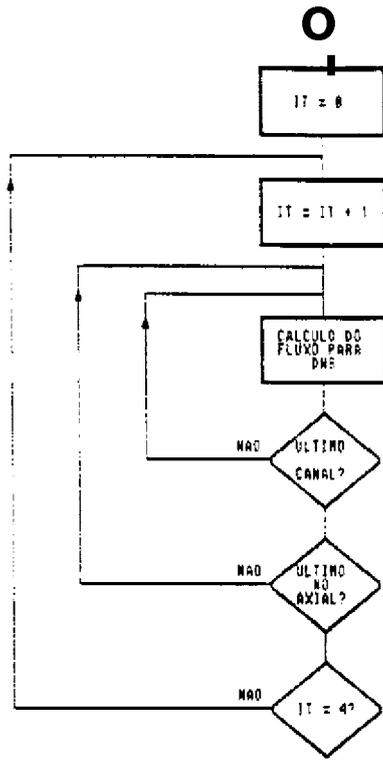
- York, Plenum, 1970. p.1164. (Thermophysical properties of matter, vol.1).
75. TOULOUKIAN, Y.S.; POWELL, R.W.; HO, C.Y.; KLEMENS, P.G. Thermal conductivity. Nonmetallic solids. New York, Plenum, 1970. p.237. (Thermophysical properties of matter, vol.2).
76. TOULOUKIAN, Y.S.; POWELL, R.W.; HO, C.Y.; KLEMENS, P.G. Thermal conductivity. Nonmetallic solids. New York, Plenum, 1970. p.484. (Thermophysical properties of matter, vol.2).
77. TOULOUKIAN, Y.S.; POWELL, R.W.; HO, C.Y.; KLEMENS, P.G. Thermal conductivity. Nonmetallic solids. New York, Plenum, 1970. p.868. (Thermophysical properties of matter, vol.1).
78. BANDES, E.A. Smithells metals reference book. Sixth Edition, 1983.
79. HAGRMAN, L.D. & REYMANN, G.A. MATPRO- Version 11, A handbook of materials -properties for use in the analysis of light water reactor fuel rod behavior. 1979 (NUREG/CR-0497); (TREE-1280) .
80. GRIESS, J.C.; SAVAGE, H.C.; ENGLISH, J.L. Effect of heat flux on the corrosion of aluminum by water. Part IV. Tests relative to the advanced test reactor and correlation with previous results. Oak Ridge Nat. Lab. U.S. Atomic Energy Commission, 1964. (ORNL-3541).
81. SIMÕES, A.V. Impl~ntacao de subrotinas de desempenho e introdução de coeficientes de incerteza no programa HEATHYD. São Paulo, Coordenadoria para Projetos Especiais, junho 1990. (Relatório Interno, COPESP).
82. MAI, L.A. Cálculo de queima e gerenciamento de combustíveis do reator de 10MW (Agência 2D). (Relatório Interno COPESP), 1989.

MISHIMA, K.; KANDA, K.; SHIBATA, T. Thermal-hydraulic analysis for core conversion to the use of low-enriched uranium fuels in the KUR. Research Reactor Institute, Kyoto University, 1984. (KURRI-TR-258).

APÊNDICE - 1

FLUXOGRAMA SIMPLIFICADO DO PROGRAMA HEATHYD ORIGINAL





GD

APÊNDICE - 2

FLUXOGRAMA SIMPLIFICADO DO PROGRAMA HEATHYD MODIFICADO



Q

CALCULO DO INCHAMENTO

CHLC. NOVA ESPES. PLACA DEVIDO AO INCHAMENTO

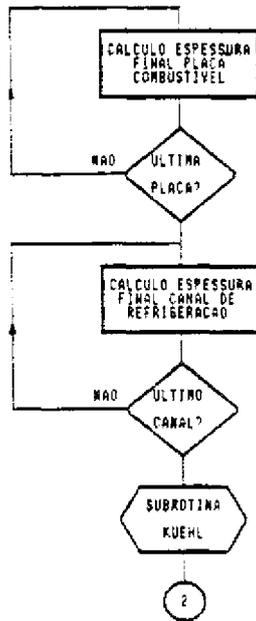


CALCULO DA NOVA ESPESSURA DO CANAL

NAO CANAL?

CALCULO ESPESSURA CANAL DE OVIDO

NAO ULTIMA -PLACA?



CALCULO NOVA
POTENCIA
SERADA

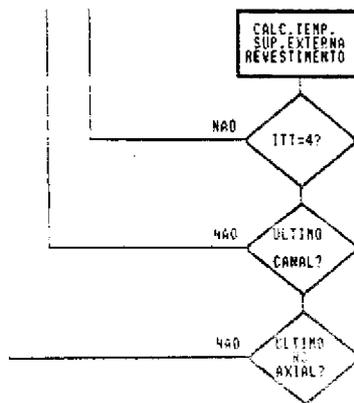
CALCULO DA
NOVA TEMP. DO
REFRIGERANTE

SUBROTINA
ALPHA



ITT=ITT'

CALC. CONO.
TERNICA DO
OXIDO

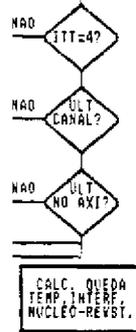


ITT

ITT : ITT4I

CALCULO DA
CONDUTIVIDADE
TERN REVEST.

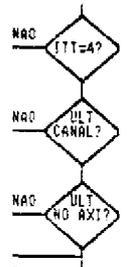
CALC. TEMP.
SUPERF. INT.
REVESTIMENTO



ITT : 0

ITT=ITTM

CALC. TEMP.
SUPERFICIE DO
NUCLEO

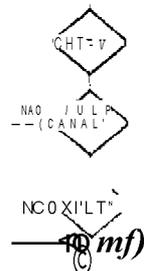


ITT

ITT:ITT*1

CALC. COND.
TERMICA DA
DISPERSAO

CALC DA TEMP.
CENTRO DO
COMBUSTIVEL



APÊNDICE - 3

DADOS DE ENTRADA DO PROGRAMA HEATHYD MODIFICADO - ANÁLISE DO
ELEMENTO COMBUSTÍVEL IEA-130

```

1     TESTE REALIZADO COM O ELEMENTO COMBUSTÍVEL U308-AL NO NÚCLEO
2     DO REATOR IEA-R1 OPERANDO A 2MW (ELEMENTO ANALISADO IEA-130)
3     19  4  4  4  0  3  (IWEG)
4     18.47E+00 6.710E+01 1.520E+00 6.250E+02 99.50E+01 28.50E+00 1.650E+00
5     2.89 2.89 2.89 2.89 2.89
6     2.89 2.89 2.89 2.89 2.89
7     2.89 2.89 2.89 2.89 2.89
8     2.89 2.89 2.89 2.89
9     1.52 1.52 1.52 1.52 1.52
10    1.52 1.52 1.52 1.52 1.52
11    1.52 1.52 1.52 1.52 1.52
12    1.52 1.52 1.52 1.52 1.52
13    .000 .076 .076 .076 .076
14    .076 .076 .076 .076 .076
15    .076 .076 .076 .076 .076
16    .076 .076 .076 .076 .000
17    26  4  0
18    0.00 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80
19    1.80 1.80 1.80 COO
20    0.1319661E-02 0.6930462E-05 -0.1008520E-06 0.1455761E-08
21    -0.1324717E-10 0.5861853E-13 -0.9791616E-16
22    0.1007306E 01 -0.7829019E-03 0.2363640E-04 -0.3413581E-06
23    0.2719715E-08 -0.1049868E-10 0.1588630E-13
24    0.1783613E-01 -0.5690090E-03 0.1127100E-04 -0.1357180E-06
25    0.9364201E-09 -0.3363327E-11 0.4847437E-14
26    0.06818+00 60.0000 1.250E+00 1.487E-03 9.950E-011.00
27    6.260E+00 6.710E+00
28    2.87 .28 5 1 (ISIN)
29    1 1
30    0.000E+01 5. 1. 180.
31    60.
32    0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
33    0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
34    0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
35    0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
36    3.1747E+20 7.075
37    1.000E+00 0.650E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00
38    1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00
39    .0 .0 .0 .0 .0
40    .0 .0 .0 .0 .0
41    .0 .0 .0 .0 .0
42    .0' .0 .0 .0 .0
43    .0 .0 .0 .0 .0
44    .0

```

APÊNDICE - 4

DADOS DE ENTRADA DO PROGRAMA HEATHYD MODIFICADO - ANÁLISE DO

ELEMENTO COMBUSTÍVEL IEA-123

```

1      TESTE REALIZADO COM O ELEMENTO COMBUSTÍVEL UALX-AL NO NÚCLEO
2      DO REATOR IEA-R1 OPERANDO A 2MW (ELEMENTO ANALISADO IEA-123)
3      19  4  4  4  0  3  (IWEG)
4      18.47E+00 6.710E+01 1.520E+00 6.250E+02 99.50E+01 28.50E+00 1.650E+00
5      2.89 2.89 2.89 2.89 2.89
6      2 . 89 2 . 89 2 . 89 2 . 89 2 . 89
7      2.89 2.89 2.89 2.89 2.89
8      2.89 2.89 2.89 2.89
9      1.52 1.52 1.52 1.52 1.52
10     1.52 1.52 1.52 1.52 1.52
11     1.52 1.52 1.52 1.52 1.52
12     1.52 1.52 1.52 1.52 1.52
13     .000 .076 .076 .076 .076
14     .076 .076 .076 .076 .076
15     .076 .076 .076 .076 .076
16     .076 .076 .076 .076 .000
17     26  4  0
18     0.00 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1.80 1
19     1.80 1.80 1.80 0.00
20     0.1319661E-02 0.6930462E-05 -0.1008520E-06 0.1455761E-08
21     -0.1324717E-10 0.5861853E-13 -0.9791616E-16
22     0.1007306E 01 -0.7829019E-03 0.2363640E-04 -0.3413581E-06
23     0.2719715E-08 -0.1049868E-10 0.1588630E-13
24     0.1783613E-01 -0.5690090E-03 0.1127100E-04 -0.1357180E-06
25     0.9364201E-09 -0.3363327E-11 0.4847437E-14
26     0.06818+00 60.0000 1.250E+00 1.487E-03 9.950E-011.00
27     6.260E+00 6.710E+00
28     2.87 .35 5 1 (ISIN)
29     1 2
30     0.000OE+01 5. 1. 180.
31     60.
32     0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
33     0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
34     0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
35     0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
36     3.1747E+20 7.075
37     1.000E+00 0.650E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00
38     1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00
39     .0 .0 .0 .0 .0
40     .0 .0 .0 .0 .0
41     .0 .0 .0 .0 .0
42     .0 .0 .0 .0 .0
43     .0 .0 .0 .0 .0
44     .0

```

APÊNDICE - 5

DADOS DE ENTRADA DO PROGRAMA HEATHYD MODIFICADO - ANÁLISE DO
ELEMENTO COMBUSTÍVEL A DISPERSÃO U₃Si₂-AL OPERANDO A 10MW

```

1     TESTE REALIZADO COM O ELEMENTO COMBUSTÍVEL U3SI2-AL NO NÚCLEO
2     DO REATOR IEA-R1 OPERANDO A 10MW
3     19  4  4  4  0  3  (IWEIG)
4     52.00E+00 6.660E+01 1.650E+00 6.250E+02 99.20E+01 39.00E+00 2.110E+00
5     2.79 2.79 2.79 2.79 2.79
6     2.79 2.79 2.79 2.79 2.79
7     2.79 2.79 2.79 2.79 2.79
8     2.79 2.79 2.79 2.79
9     1.65 1.65 1.65 1.65 1.65
10    1.65 1.65 1.65 1.65 1.65
11    1.65 1.65 1.65 1.65 1.65
12    1.65 1.65 1.65 1.65 1.65
13    .000 .097 .097 .097 .097
14    .097 .097 .097 .097 .097
15    .097 .097 .097 .097 .097
16    .097 .097 .097 .097 .000
17    26  4  0
18    0.00 1.20 1.20 1.20 1.20 1.20 1.20 1.20 1.20 1.20 1.20 1.20 1.20 1.20 1.20
19    1.20 1.20 1.20 0.00
20    0.1319661E-02 0.6930462E-05 -0.1008520E-06 0 .1455761E-08
21    -0.1324717E-10 0.5861853E-13 -0.9791616E-16
22    0.1007306E 01 -0.7829019E-03 0.2363640E-04 -0.3413581E-06
23    0.2719715E-08 -0.1049868E-10 0.1588630E-13
24    0.1783613E-01 -0.5690090E-03 0.1127100E-04 -0.1357180E-06
25    0 .9364201E-09 -0.3363327E-11 0 .4847437E-14
26    0.56250+00 60.0000 1.250E+00 1.510E-03 9.920E-011.00
27    6.200E+00 6.660E+00
28    2.87 .26 5 1 (ISIN)
29    1 3
30    0.0000E+01 5. 1. 180.
31    60.
32    0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
33    0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
34    0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
35    0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
36    3.1747E+20 7.204
37    1.000E+00 1.110E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00
38    1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00
39    .0 .0 .0 .0 .0
40    .0 .0 .0 .0 .0
41    .0 .0 .0 .0 .0
42    .0 .0 .0 .0 .0
43    .0 .0 .0 .0 .0
44    .0

```

Cidade Universitária - "ARMANDO DE SALLES OLIVEIRA"
Travessa R n° 400 - Caixa Postal 11049 - Pinheiros
Telefone (PABX) 211-8011 - End. Telegráfico IPENUCLEAR
Telex (11) 83592 - IPEN • BR
SÃO PAULO - Brasil