

ATTENTION MICROFICHE USER,

The original document from which this microfiche was made was found to contain some imperfections that reduce full comprehension or some of the text despite the good technical quality of the microfiche itself. The failures may be:

- missing or illegible pages/figures;
- wrong pagination;
- poor overall printing quality, etc...

We normally refuse to microfiche such a document and request a replacement document (or page) from the national INIS Centre concerned. However, our experience shows that many months pass before such documents are replaced. Sometimes the Centre is not able to supply a better copy or, in some cases, the pages that were supposed to be missing correspond to a wrong pagination only. We feel that it is better to proceed with distributing the microfiche made of these documents than to withhold them till the imperfections are removed. If the removals are subsequently made then replacement microfiche can be issued. In line with this approach then, our specific practice for microfiching such documents is as follows:

1. A microfiche of an imperfect document will be marked with a special symbol (black circle) on the left of the title. This symbol will appear on all masters and copies of the document (1st fiche and trailer fiches) even if the imperfection is on one fiche of the report only.
2. If the incorrectnesses are not too general the reason will be specified on a sheet such as this, in the space below.
3. The microfiche will be considered as temporary, but sold at the normal price. Replacements, if they can be issued, will be available for purchase at the regular price.
4. A new document will be requested from the supplying Centre.
5. If the Centre can supply the necessary pages/document a new master fiche will be made to permit production of any replacement microfiche that may be required.

The original document from which this microfiche has been prepared has these imperfections:

- missing pages/figures numbered: V, VI + 59 . (Pg. 13)
 wrong pagination
 poor overall printing quality
 combinations of the above
 other

INIS Clearinghouse
I.A.E.A.
P.O. Box 100
A-1400, VIENNA
AUSTRIA

BR 912765

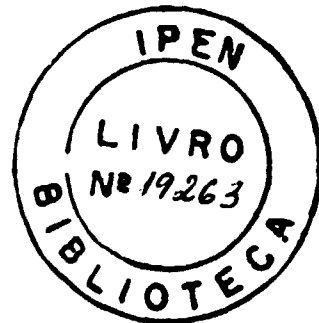
INIS BR--

2659

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

COMPARAÇÃO DO DESEMPENHO DO DIÓXIDO DE URÂNIO
SINTERIZADO SOB FORMA PLANA E CILÍNDRICA PARA
REATORES A ÁGUA PRESSURIZADA

José Eduardo Rosa da Silva



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

Orientador: Dr. José Messias de Oliveira Neto

SÃO PAULO

1989

A meus pais

AGRADECIMENTOS

Expresso aqui a minha gratidão a todas as instituições e pessoas que, direta ou indiretamente, contribuíram para a execução deste trabalho, e em particular:

Ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN) pelos cursos ministrados, pela biblioteca, pela utilização do seu Centro de Processamento de Dados.

À Coordenadoria para Projetos Especiais (COPESP) pela utilização do seu computador VAX e pelos equipamentos utilizados na digitação e impressão desta tese.

Ao Dr. José Messias de Oliveira Neto, pelo apoio e orientação deste trabalho.

Ao Msc. Eng. Nuc. José Augusto Perrotta, pela co-orientação, incentivo, apoio e dedicada assistência ao longo de todo o trabalho.

Ao Dr. Antonio Teixeira e Silva, pelos comentários efetuados ao longo do trabalho.

Ao colega Leandro Vieira da Silva Macedo, pelos comentários e pela colaboração prestada na execução de casos com o programa ANSYS.

Ao colega Armando Margotto Esteves, pela colaboração prestada na execução de casos com o programa FRAPCON-1.

Ao colega Carlos Eduardo Trindade, pela colaboração na confecção dos gráficos.

À colega Fátima Cristina Mattiolo, pelo dedicado trabalho de digitação do texto.

Às colegas Ângela Valulis Simões e Cristina Sayuri Hayashi, pela colaboração na digitação do texto.

Ao colega Wagner de Godoy, pela colaboração na elaboração de programa para cálculo de liberação de gás.

Aos colegas do RT e, em especial, ao Luís Antonio Mai e ao Marcos Roberto Rossini, pela colaboração prestada na execução de casos com o programa HAMMER.

Aos colegas da Divisão de Engenharia do Núcleo, pelo incentivo no decorrer deste trabalho.

Aos meus pais e familiares.

À Deus, por tudo que me tem concedido.

**COMPARAÇÃO DO DESEMPENHO DO DIÓXIDO DE URÂNIO SINTERIZADO
SOB FORMA PLANA E CILÍNDRICA PARA REATORES
À ÁGUA PRESSURIZADA**

JOSÉ EDUARDO ROSA DA SILVA

RESUMO

É comparada a utilização e desempenho do UO_2 em elementos combustíveis tipo placa e em elementos combustíveis com varetas cilíndricas, para reatores nucleares de potência tipo PWR.

São feitas análises comparativas dos aspectos neutrônicos, termo-hidráulicos, termo-mecânicos e de desempenho ao longo da queima. Nas análises entre os dois tipos de combustíveis são verificados, para o elemento tipo placa, maiores reatividades ao longo da queima e do tempo, utilização de menores quantidades do material combustível, possibilidade de maiores densidades de potência, menores perdas de carga do refrigerante no núcleo e menores temperaturas no combustível, com redução dos efeitos de densificação, inchamento e de liberação de gases de fissão.

Os resultados obtidos confirmam o potencial de utilização do UO_2 , sob as duas formas estudadas, como combustível de alto desempenho para reatores de potência tipo PWR, podendo alcançar queimas superiores a 30.000 MWD/ton U.

4.4- Análise de Fenômenos da Plaqueta.....	105
4.4.1- Densificação.....	105
4.4.2- Inchamento.....	106
4.4.3- Liberação de Gases e Pressão Interna..	111
5- CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	122
6- REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	125
APÊNDICE A - Equações para Transferência de Calor.....	132
APÊNDICE B - Métodos Termo-Hidráulicos Aplicáveis a Elementos Combustíveis para PWR.....	140
APÊNDICE C - Expressões para Cálculo de Tensões.....	153
APÊNDICE D - Correlações para Inchamento, Densificação e Liberação de Gases de Fissão no Combustível.....	156

LISTA DE FIGURAS

	Página
FIGURA 1 - Elemento Combustível Constituído de Varetas Combustíveis Típico para PWR.....	21
FIGURA 2 - Técnica de Moldura ("Picture-Frame") Vista Explodida de uma Placa Combustível para MTR Antes da Laminação.....	22
FIGURA 3 - Elemento Combustível Tipo Placa (EC Utilizado no Reator Shippingport - Primeiro Núcleo).....	25
FIGURA 4 - Placa Combustível Utilizada no Reator Shippingport (Núcleo 2) /24/.....	26
FIGURA 5 - Elemento Combustível Tipo Caramelo Utilizado no Reator OSIRIS../1/.....	27
FIGURA 6 - Substituição de um EC Tipo Vareta por dois EC's Tipo Caramelo.....	34
FIGURA 7(a) - Elemento Combustível Tipo Caramelo de Comparação.....	37
FIGURA 7(b) - Arranjo e Dimensões do EC Tipo Caramelo (Seção Transversal dos Conjuntos).....	38
FIGURA 8(a) - Célula Unitária para a Vareta Combustível de Comparação.....	44
FIGURA 8(b) - Célula Unitária para a Placa Combustível Tipo Caramelo.....	44

FIGURA 9 - Curvas de Moderação para Combustível Tipo Caramelo. (K-infinito x Espessura do Canal). Plaquetas de UO_2 com Espessuras de 1,45mm e 4,00mm.....	4
FIGURA 10- Curvas de Moderação para Combustível Tipo Caramelo.(K-infinito x Razão Água/Urânio). Plaquetas de UO_2 com Espessuras de 1,45mm e 4,00mm.....	50
FIGURA 11- Variação da Reatividade ao Longo da Queima.....	52
FIGURA 12- Variação da Reatividade ao Longo do Tempo.....	53
FIGURA 13- Distribuição Axial de Temperaturas na Vareta Combustível ($q' = 18,0$ kW/m;.....	59
FIGURA 14- Distribuição Axial de Temperaturas na Vareta Combustível ($q'_{max} = 161$ kW/m).....	60
FIGURA 15- Distribuição Axial de Temperaturas na Placa Combustível Caramelo (EC 34 placas; $q' = 69,1$ kW/m).....	63
FIGURA 16- Distribuição Axial de Temperaturas na Placa Combustível Caramelo (EC 34 placas; $q'_{max} = 161,0$ kW/m).....	64
FIGURA 17- Distribuição Axial de Temperaturas na Placa Combustível Caramelo (EC 17 placas; $q' = 138,2$ kW/m).....	65

FIGURA 18- Distribuição Axial de Temperaturas na Placa Combustível Caramelo (EC 17 placas; $q'_{max}=322,0$ kW/m)).....	66
FIGURA 19- Modelo Representativo do Combustível Caramelo.....	67
FIGURA 20- Representação do Modelo 1/8 do Caramelo 1,45 mm em Elementos Finitos.....	68
FIGURA 21- Representação do Modelo 1/8 do Caramelo 4,00 mm em Elementos Finitos.....	69
FIGURA 22- Convenção de Letras para Localização dos Planos no Modelo 1/8 do Caramelo.....	71
FIGURA 23- Distribuição de Temperaturas no Caramelo 1,45mm ($q'_{max. local}= 161$ kW/m; Plano CDHG)	72
FIGURA 24- Distribuição de Temperaturas no Caramelo 1,45 mm ($q'_{max. local}= 161$ kW/m; Plano EFGH)	73
FIGURA 25- Distribuição de Temperaturas no Caramelo 4,00 mm ($q'_{max. local}= 322$ kW/m; Plano CDHG)	74
FIGURA 26- Distribuição de Temperaturas no Caramelo 4,00 mm ($q'_{max. local}= 322$ kW/m; Plano EFGH)	75
FIGURA 27- Perda de Pressão ao Longo do Canal de Refrigeração para Várias Espessuras de Canal.....	79
FIGURA 28- Fluxos de Calor Críticos e Fluxos de Calor Existentes ao Longo dos EC's Caramelo.....	83

FIGURA 29- Fluxos de Calor Críticos e Fluxos de Calor Existentes ao Longo do EC com Varetas.....	83
FIGURA 30- Expansão Térmica da Plaqueta de 1,45 mm....	92
FIGURA 31- Expansão Térmica da Plaqueta de 4,00 mm....	92
FIGURA 32- Distribuição de Tensões no Caramelo 1,45 mm (q'max. local = 161 kW/m; Plano CDHG; Cond. Atrito Infinito).....	94
FIGURA 33- Distribuição de Tensões no Caramelo 1,45 mm (q'max. local= 161 kW/m; Plano EFGH; Cond. Atrito Infinito).....	95
FIGURA 34- Distribuição de Tensões no Caramelo 4,00 mm (q'max. local= 322 kW/m; Plano CDHG; Cond. Atrito Infinito).....	96
FIGURA 35- Distribuição de Tensões no Caramelo 4,00 mm (q'max. local= 322 kW/m; Plano EFGH; Cond. Atrito Infinito).....	97
FIGURA 36- Distribuição de Tensões no Caramelo 1,45 mm (q'max. local= 161 kW/m; Plano CDHG; Cond. Atrito Nulo).....	98
FIGURA 37- Distribuição de Tensões no Caramelo 1,45 mm (q'max. local= 161 kW/m; Plano EFGH; Cond. Atrito Nulo).....	99
FIGURA 38- Distribuição de Tensões no Caramelo 4,00 mm (q'max. local= 322 kW/m; Plano CDHG; Cond. Atrito Nulo).....	100

FIGURA 39- Distribuição de Tensões no Caramelo 4,00 mm ($q'_{max. local} = 322 \text{ kW/m}$; Plano EFGH; Cond. Atrito Nulo).....	101
FIGURA 40- Variação Dimensional do Combustível Caramelo ao Longo da Queima, Devido à Soma dos Efeitos de Densificação e Inchamento.....	109
FIGURA 41- Liberação Fracional de Gases de Fissão ao Longo da Queima para o Combustível Caramelo	115
FIGURA 42- Evolução da Pressão Interna ao Longo da Queima. Potência Média.....	117
FIGURA 43- Evolução da Pressão Interna ao Longo da Queima. Potência Média.....	118
FIGURA 44- Evolução da Pressão Interna ao Longo do Tempo.....	119

LISTA DE TABELAS

TABELA 1 - Compostos de Urânio /4/.....	7
TABELA 2 - Algumas Propriedades Nucleares de Compostos de Urânio /4/.....	7
TABELA 3 - Esquematização dos Combustíveis de Urânio Mais Utilizados /5/.....	8
TABELA 4 - Dados da Vareta Combustível e do EC Base de Comparação.....	35
TABELA 5 - Dados das Placas Combustíveis Tipo Caramelo e dos EC's Tipo Caramelo de Comparação.....	40
TABELA 6 - Espessuras dos Canais de Refrigeração do EC Tipo Caramelo para Diferentes Números de Placas.....	45
TABELA 7 - Concentrações Atômicas (Átomos/cm ³) no Combustível Tipo Caramelo (Plaqueta 1,45mm).....	46
TABELA 8 - Concentrações Atômicas (Átomos/cm ³) no Combustível Tipo Caramelo (Plaqueta 4,00 mm).....	47
TABELA 9 - Concentrações Atômicas (Átomos/cm ³) na Vareta Combustível.....	48
TABELA 10- Quadro Demonstrativo de Dados e Resultados Termo-Hidráulicos Obtidos para os EC's em Comparação.....	87

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Os reatores nucleares, empregados para a pesquisa e geração de potência, têm utilizado diferentes tipos de materiais combustíveis com variado detalhamento mecânico dos elementos combustíveis.

Nos últimos anos, uma grande ênfase foi dada no campo da pesquisa e estudo de materiais combustíveis de urânio, pois a política adotada pelas grandes potências mundiais de não fornecimento de combustíveis altamente enriquecidos para os reatores nucleares de pesquisas espalhados pelo mundo, impõe que haja uma substituição de alto para baixo enriquecimento. Materiais combustíveis com maiores concentrações de urânio por unidade de volume, aliados a geometrias convenientes e associados a materiais estruturais com baixa seção de choque de absorção de nêutrons, têm possibilitado a transformação de núcleos de reatores contendo combustíveis altamente enriquecidos para núcleos contendo combustíveis com médio e baixos enriquecimentos.

O UO_2 , devido à sua relativamente alta densidade de átomos de U (88,2% em peso de urânio no composto), permite ser utilizado com baixo enriquecimento e, aliado às suas excelentes características de comportamento sob irradiação, é o

combustível mais utilizado em reatores térmicos. Tem sido utilizado principalmente em duas formas de elementos combustíveis: elementos combustíveis tipo placa e elementos combustíveis com varetas cilíndricas.

Elemento combustível tipo placa contendo UO_2 é utilizado no reator de pesquisa (alto fluxo) OSIRIS /1/ e no reator de potência CAP /2/. A primeira utilização do UO_2 em placas combustíveis foi no reator americano SHIPPINGPORT (segundo núcleo) /3/. A utilização do UO_2 em placas combustíveis é possível através da montagem de um conjunto de plaquetas planas de pequena espessura, de UO_2 sinterizado, em compartimentos individualizados e estanques, revestidos por duas placas metálicas externas de zircaloy. A placa combustível assim constituída é denominada placa combustível tipo caramelo.

Os elementos combustíveis com varetas cilíndricas são utilizados na maioria dos reatores de potência comerciais. O UO_2 é usado nesses reatores na forma de pastilhas cilíndricas sinterizadas. Estas pastilhas são montadas no interior de tubos metálicos, de zircaloy ou aço inoxidável austenítico, estanques, formando as varetas combustíveis. Um elemento combustível do tipo vareta é constituído de um conjunto de varetas combustíveis.

As diferenças básicas entre os dois tipos de elemento, placa e varetas, são a relação de densidade de

potência/ área de transferência de calor, os processos de fabricação e os desempenhos sob irradiação.

O objetivo deste trabalho de dissertação é comparar estas duas diferentes formas de utilização do UO_2 (em placas combustíveis e em varetas combustíveis cilíndricas) nos reatores de potência moderados e refrigerados a água leve pressurizada (PWR), verificando os principais aspectos associados ao projeto e ao desempenho destas sob irradiação.

Para realizar esta comparação são feitas análises relativas aos aspectos neutrônicos, termo-hidráulicos, termo-mecânicos e de desempenho do combustível ao longo da queima.

A parte inicial deste trabalho, Capítulo 2, consiste numa breve revisão dos principais materiais e compostos combustíveis utilizados em reatores térmicos, suas características de aplicação, funcionamento e comportamento sob irradiação. São examinadas também, as principais formas de utilização desses materiais combustíveis no interior do reator nuclear.

No Capítulo 3, são identificadas e descritas as principais características geométricas e térmicas além das diferenças de desempenho esperadas para os dois tipos de elementos combustíveis utilizando o UO_2 .

É definido, para base de comparação, o reator Angra I (Westinghouse, EC tipo vareta), estabelecendo-se as características principais de funcionamento e as hipóteses

básicas adotadas.

No Capítulo 4 são realizadas as análises comparativas entre os dois tipos de elemento combustível.

É feito um estudo por meio de uma parametrização neutrônica para a definição das características dos elementos combustíveis tipo caramelo. São definidas as dimensões dos canais e o número de placas de cada elemento, mantendo-se as dimensões externas idênticas às do elemento com varetas do reator base de comparação. Esta parametrização foi feita para duas espessuras de plaqueta de UO_2 . São verificados os aspectos de reatividade ao longo da queima para cada tipo de combustível e comparados os valores da reatividade no caso de igual quantidade inicial de U-235.

Na análise termo-hidráulica são verificados e comparados os valores de perda de carga do refrigerante, os valores de velocidade crítica de escoamento, o fluxo de calor crítico e o fluxo de calor existente.

Na análise termo-mecânica são verificados os níveis de tensões existentes no revestimento para cada caso.

Na análise de desempenho da plaqueta são verificados os aspectos relativos à densificação, inchamento, liberação de gases e pressão interna no compartimento do combustível.

No Capítulo 5 são apresentadas as conclusões deste trabalho que confirmam o potencial de utilização do UO_2 , sob

as duas formas propostas (plana e cilíndrica), como combustível de alto desempenho para reatores térmicos de potência refrigerados a água pressurizada, tipo PWR, podendo alcançar queimas superiores a 30.000 MWD/tU. São apresentadas também algumas sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2

COMBUSTÍVEIS NUCLEARES

2.1- Materiais Combustíveis

Materiais combustíveis nucleares são utilizados nos reatores sob diversas formas de compostos. De maneira geral se procura associar o urânio à materiais de baixa seção de choque de absorção de nêutrons ou elementos moderadores de nêutrons, de forma a se trabalhar com uma relação teor de urânio / concentração isotópica de U-235 adequada. A tabela 1 apresenta alguns compostos de urânio utilizados como combustível nuclear, verificando-se a relação do teor de urânio nestes compostos. A tabela 2 mostra a relação entre absorção e produção de nêutrons para alguns desses compostos.

A escolha do material combustível dependerá das características de operação do reator e da sua finalidade, bem como da disponibilidade ou limitações de cunho tecnológico ou político.

Os principais materiais combustíveis são utilizados na forma de combustíveis metálicos, dispersões e materiais cerâmicos.

A tabela 3 mostra a esquematização dos combustíveis de urânio mais utilizados.

Composto	Massa específica (g/cm ³)	% de Urânio (em peso)	Massa específica do Urânio no composto (g/cm ³)	Temperatura limite (°C)
U	19.1	100	19.1	1130
U ₆ Fe	17.7	96.1	17.0	815
U ₃ Si	15.6	96.2	15.0	930
UN	14.3	94.4	13.5	2650
UC	13.6	95.5	13.0	2350
U ₂ C ₃	12.9	93.0	12.0	1775
U ₃ Si ₂	12.2	92.6	11.3	1650
UC ₂	12.9	90.6	11.7	2500
UO ₂	10.9	88.2	9.6	2865
U ₃ O ₈	8.4	84.5	7.1	2500
UA ₁₂	8.1	81.5	6.6	1580
UZr ₂	10.3	55.3	5.7	600
UA ₁₃	6.7	73.1	4.9	1350
UA ₁₄	6.0	68.3	4.1	730

TABELA 1 - Compostos de Urânio /4/

Composto	Seção de Choque Macroscópica (0.025 eV) (cm ² /cm ³)		Número médio de nêutrons emitidos/nêutrons térmicos absorvidos
	Fissão (Σf)	Absorção (Σa)	
UO ₂	0.102	0.187	1.34
U ₃ O ₈	0.065	0.120	1.34
UC	0.137	0.252	1.34
U ₂ C ₃	0.127	0.233	1.34
UC ₂	0.112	0.207	1.34
UN	0.143	0.327	1.08
U ₃ Si	0.159	0.293	1.33
USi	0.098	0.184	1.32

TABELA 2 - Algumas Propriedades Nucleares de Compostos de Urânio /4/

Combustíveis de Urânio		
Metálicos	Ligas com alto teor de U	Umet U-Mo U-Ni
	Ligas com baixo teor de U ("dispersões metálicas")	U-Zr U-Zr-Hx U-Al
Cerâmicos	UO ₂ UC, UN	
Dispersões	Dispersões de combustíveis cerâmicos ("Cermets")	UO ₂ -SS UO ₂ -Zry U ₃ O ₈ -Al U ₃ Si ₂ -Al
	Dispersões de combustíveis metálicos	UAlx-Al UZr-Zry-4

TABELA 3 - Esquematização dos Combustíveis de Urânio Mais Utilizados /5/

2.1.1- Combustíveis Metálicos

Os principais combustíveis metálicos utilizados são: Urânio-Metálico, ligas de Urânio-Molibdênio, ligas de Urânio-Alumínio e as dispersões metálicas.

Os combustíveis metálicos apresentam as vantagens de possuir alta densidade de átomos de urânio (alto teor de urânio) e alta condutividade térmica.

Urânio metálico é a forma que possui maior

porcentagem de átomos de urânio, permitindo o uso de U natural. O urânio metálico apresenta ponto de fusão a 1130 C e possui três formas cristalinas no estado sólido: urânio alfa, com estrutura ortorrômbica, estável até 661°C, urânio beta, com estrutura tetragonal, estável entre entre 661°C e 769°C, e urânio gama, com estrutura cúbica de corpo centrado, estável entre 769°C até o ponto de fusão.

É utilizado nos reatores na sua fase alfa, sendo sua faixa de operação, portanto, limitada a 661 °C. Sob irradiação, o urânio metálico apresenta substancial inchamento. A ciclagem térmica e o crescimento devido a irradiação levam a criação de tensões internas no material, as quais, por sua vez, levam a formação de trincas nos contornos de grão. Este fato tem sido um dos principais problemas de operação desse combustível, especialmente nos regimes de temperaturas mais baixas /4/.

É altamente reativo com a água e com o CO₂, o que faz com que na eventualidade de falha do revestimento utilizado, o combustível se oxide rapidamente, propiciando perda de material combustível e produtos de fissão para o ambiente do reator /3, 4/. É utilizado em reatores plutoníferos e nos reatores ingleses GCR ("Gas Cooled Reactor"). Estes reatores operam a temperaturas relativamente baixas, com reduzida eficiência térmica. A queima é limitada em um valor baixo para diminuir os danos de irradiação e

produção dos isótopos mais pesados do plutônio.

Para melhorar as propriedades mecânicas e de instabilidade durante irradiação do urânio metálico, tem sido desenvolvidas ligas de urânio para substituir o metal puro.

A adição de molibdênio ao urânio metálico melhora sensivelmente os problemas de crescimento devido à irradiação, melhorando também a resistência mecânica da liga. Ligas contendo de 5-16 % de molibdênio apresentam uma boa estabilidade dimensional e geométrica, porém, devido à alta seção de choque de absorção de nêutrons do molibdênio, torna-se inviável a utilização de U natural /4/.

Ligas de urânio-molibdênio contendo de 3 % a 10 % em peso de Mo têm sido utilizadas como combustível em reatores rápidos regeneradores refrigerados com metal líquido (LMFBR) /6/.

São caracterizadas como combustíveis de "dispersões metálicas" aquelas ligas de urânio em que existem duas fases metálicas, ou seja, a fase que contém urânio é dispersa numa matriz contínua de um metal estrutural não físsil. Desta maneira os danos provocados pela fissão são localizados, a reação entre o combustível e o refrigerante é extremamente diminuída, e a transferência do calor, gerado nas fissões das partículas físséis, para o refrigerante é feita através de um meio altamente condutor /4/.

Neste tipo de material combustível se procurou

evitar as desvantagens de desempenho (corrosão e inchamento) encontradas no urânio metálico ou ligas metálicas com alto teor de urânio. No entanto, isto obriga a utilização de combustíveis altamente enriquecidos já que o teor de urânio na liga é bastante reduzido.

As dispersões metálicas mais comumente utilizadas são as ligas de Urânio-Alumínio e Urânio-Zircônio.

Ligas de U-Al são utilizadas em larga escala nos reatores de pesquisa do tipo MTR ("Material Test Reactor") onde as temperaturas envolvidas são baixas (150 °C), permitindo assim sua utilização associadas a revestimentos de alumínio. A temperaturas mais altas, ocorrem reações químicas entre o urânio e o alumínio, bem como é acelerado o processo de corrosão do revestimento /5/. Estas ligas demonstraram ter um ótimo comportamento sob irradiação /4, 9/.

Devido à baixa concentração de urânio disperso na liga, são utilizados enriquecimentos da ordem de 40 % a 93 % de U-235. Porém com a recente limitação internacional de fornecimento de urânio enriquecido (enriquecimento limitado a 20 % de U-235), estas ligas tem sido menos utilizadas.

Ligas de U-Zr tem sido usadas em reatores de potência, especialmente nos primeiros reatores nucleares (Shippingport, núcleo 1, e reatores navais americanos). O zircônio tem um alto ponto de fusão, baixa seção de choque de

absorção de nêutrons térmicos e boa resistência à corrosão. Com este tipo de combustível, não é possível ciclagens térmicas acima de 600 °C, pois apresenta mudança de fase acarretando mudanças geométricas e estruturais. Sob irradiação, possui pequena taxa de inchamento (em torno de 6%) para temperaturas abaixo de 480 °C, mas para temperaturas superiores, essa taxa aumenta acentuadamente. As ligas de U-Zr apresentam bom desempenho para combustíveis altamente enriquecidos /4/. São utilizadas principalmente em reatores de potência na forma de elementos combustíveis tipo placa.

Ligas do tipo U-ZrHx são utilizadas em reatores de pesquisa do tipo TRIGA. A principal característica desse tipo de combustível é a de possuir combustível e moderador contidos numa mistura essencialmente homogênea /7/. Tem como característica um grande coeficiente de reatividade negativo, uma baixa taxa de liberação de produtos de fissão e uma capacidade de utilização a maiores temperaturas que a liga U-Zr. Neste tipo de combustível, são obtidos valores para densidade do urânio desde 0,5 gU/cm³ a 1,3 gU/cm³. Valores maiores até 3,7 gU/cm³ têm sido testados com algum sucesso /8/. Testes realizados fora do reator mostram que a matriz de ZrHx estabiliza o material combustível de forma que este é dimensionalmente estável quando ciclado termicamente à temperaturas em torno da temperatura de mudança de fase (660 °C).

2.1.2 - Combustíveis Cerâmicos

Combustíveis cerâmicos possuem altos pontos de fusão, podendo ser operados a temperaturas bastante elevadas, o que pode implicar em maior eficiência térmica dos reatores que os utilizam.

O principal combustível cerâmico é o UO_2 , sendo utilizado nos reatores de potência refrigerados a água leve (PWR, BWR) e água pesada (PHWR, CANDU).

O combustível de UO_2 é mais comumente utilizado sob a forma de pastilhas cilíndricas sinterizadas (densidade entre 92 % e 95 % da densidade teórica), mas também é utilizado sob a forma de plaquetas. O processo de fabricação compreende a compactação do pó de UO_2 na forma de pastilhas ou plaquetas e posterior sinterização a aproximadamente 1600 °C.

A condutividade térmica do UO_2 é relativamente baixa e, com a alta potência gerada no reator, ocorrem altos gradientes térmicos na pastilha combustível. Como consequência, são geradas tensões térmicas que causam rachaduras no material cerâmico, mas que não causam grandes problemas de desempenho, pois o revestimento metálico retém o material combustível. Altos níveis de potência podem levar a fusão da parte central da pastilha, no entanto, isto é evitado em reatores térmicos pois pode gerar problemas de

desempenho.

As principais limitações no desempenho do UO_2 são o inchamento da pastilha causado por produtos de fissão (sólidos e gasosos), e a liberação de produtos de fissão gasosos para o ambiente contido pelo revestimento, que deteriora a transferência de calor do combustível para o refrigerante. Como vantagens, o UO_2 apresenta /4/: boa estabilidade dimensional e estrutural sob irradiação, baixa seção de choque de absorção de nêutrons, relativamente alta concentração de átomos de U por unidade de volume (ver tabela 1), evitando a necessidade de alto enriquecimento, boa retenção dos produtos de fissão na sua estrutura cristalina, compatibilidade química com o refrigerante, e ausência de transformações de fase até a temperatura de fusão.

Combustíveis de UC e UN têm sido pesquisados como combustíveis de alto desempenho sob irradiação com potencialidade de substituição do UO_2 em reatores de potência.

UC tem uma estrutura isotrópica, sem mudança de fase até o seu ponto de fusão. Possui uma maior densidade de átomos de urânio e uma maior condutividade térmica que o UO_2 . Isto resulta em: a) possibilidade de utilização de elementos combustíveis de maiores dimensões; b) maiores densidades de potência e, c) menores componentes do circuito primário do reator que aquele do UO_2 . UC apresenta também boa

estabilidade térmica e à irradiação. Inchamento devido à irradiação e liberação de gases de fissão são relativamente moderados /6/. Este combustível tem sido considerado para uso principalmente nos reatores rápidos refrigerados a metal líquido (LMFBR) /10/.

UN tem sido considerado como um material combustível potencial para operação a alta temperatura. Possui a vantagem de apresentar uma condutividade térmica crescente com o aumento da temperatura, assumindo valores cerca de dez vezes o valor da condutividade térmica do UO_2 (a $1600\text{ }^\circ\text{C}$). Apresenta baixas taxas de crescimento volumétrico (inchamento) devido à radiação e baixa liberação de gases de fissão (para combustíveis de alta densidade) /6/.

2.1.3 - Dispersões

Combustíveis nucleares de dispersões são constituídos, normalmente, de materiais combustíveis (UO_2 , U_3O_8 , UC, U_3Si_2 , etc.) dispersos numa matriz contínua de um material estrutural não físsil (alumínio, zircaloy, aço inox, grafite).

Os combustíveis nucleares constituídos de dispersões podem oferecer vantagens sobre os combustíveis de ligas metálicas tais como: (a) aumento da vida útil de operação do combustível no reator, pois os danos dos produtos

de fissão ficam localizados em uma zona imediatamente adjacente da fase dispersa (contendo elemento físsil), minimizando os danos da matriz metálica e minimizando inchamento; (b) a seleção dos materiais pode ser estendida de modo a permitir o uso de materiais combustíveis cerâmicos diluídos em materiais metálicos, conseguindo-se propriedades físicas, térmicas e mecânicas que não seriam alcançadas com o material combustível básico /6, 20, 21/.

As dispersões de materiais cerâmicos em matriz metálica são comumente conhecidas por "cermets". As suas propriedades ficam entre as propriedades do metal e as propriedades do material cerâmico que os constituem.

Os "cermets" reúnem as vantagens do bom comportamento sob irradiação do combustível cerâmico às características de boa condutividade térmica, resistência mecânica e ductibilidade da matriz metálica. Alguns itens de comparação entre os "cermets" e combustíveis cerâmicos são /6/:

- "cermets" têm maior resistência mecânica e ductibilidade que cerâmicos,
- "cermets" têm maior resistência a choque térmico que cerâmicos,
- "cermets" têm as propriedades combinadas de metais e cerâmicos,
- ambos têm alta resistência a irradiação e

corrosão,

- ambos são relativamente estáveis a altas temperaturas.

Os principais "cermets" utilizados são as dispersões de UO_2 em matriz de aço inox ou zircaloy e de U_3O_8 em matriz de alumínio.

UO_2 disperso em matriz de aço inox ou zircaloy tem aplicação em reatores de potência refrigerados a água. Devido à relativamente baixa concentração de urânio na dispersão, o UO_2 utilizado é de alto enriquecimento.

Elementos combustíveis tipo placa usando UO_2 disperso em aço inox como combustível foram usados no reator americano APPR ("Army Package Power Reactor") /26/.

U_3O_8 e U_3Si_2 disperso em matriz de alumínio tem sido utilizado em reatores de pesquisa do tipo MTR, com enriquecimento em torno de 20 % de U-235 em substituição às ligas de U-Al de alto enriquecimento.

Um exemplo de dispersão de ligas metálicas é a liga $UA1x-Al$, utilizada também em reatores de pesquisa MTR com enriquecimento em torno de 20 % de U-235.

2.2 - Formas de Utilização do Combustível no Reator Nuclear

Define-se Elemento Combustível (EC), como sendo o componente do núcleo do reator que contém de forma apropriada o material combustível e os materiais estruturais. O núcleo do reator é constituído de um conjunto de elementos combustíveis.

As características dos elementos combustíveis visam atender aos requisitos funcionais necessários dentro do reator para as condições de operação existentes. De uma forma geral, o EC deve possuir uma geometria, características de materiais e características mecânicas que atendam ao projeto neutrônico, termo-hidráulico e de desempenho do combustível.

Dentre os diversos tipos de elementos combustíveis utilizados em reatores térmicos, os principais são os EC tipo placa, usados na maioria dos reatores de pesquisa (MTR) e em alguns reatores de potência refrigerados e moderados a água leve (PWR); e os EC com varetas cilíndricas, usados basicamente nos reatores de potência.

As principais diferenças entre os dois tipos são a relação de densidade de potência/área de transferência de calor, os processos de fabricação e comportamento sob irradiação.

A geometria cilíndrica permite acomodar maior quantidade de combustível por unidade de volume do núcleo,

permitindo a utilização do combustível com baixos enriquecimentos. Já, a configuração de placa permite uma maior área de transferência de calor por unidade de volume de combustível, possibilitando maiores densidades de potência e reatores mais compactos.

A forma mais comum de utilização de combustíveis no interior de reatores de potência comerciais tem sido através de varetas combustíveis cilíndricas.

O material combustível é preparado na forma de pastilhas cilíndricas sinterizadas (UO_2) ou na forma de barras cilíndricas (U metálico, U-Zr-Hx), sendo colocados e selados no interior de tubos metálicos de revestimento através de processos especiais de soldagem (solda TIG - "Tungsten Inert Gas"), e com pressurização interna.

A fabricação de varetas combustíveis cilíndricas constitui-se num processo mais industrial, permitindo procedimentos de fabricação e de controle de qualidade padronizados.

A montagem dos elementos combustíveis com varetas cilíndricas exige estruturas mecanicamente complexas, necessitando de componentes mais elaborados tais como grades espaçadoras. A estrutura principal deste elemento combustível é formada por um conjunto de tubos guias e grades espaçadoras, ligados a bocais de extremidade por meio de luvas e parafusos especiais. As varetas combustíveis são

fixadas no EC através de dispositivos mola-apoios existentes nas grades espaçadoras. Estes dispositivos permitem somente movimentação axial da vareta possibilitando expansões térmicas diferenciais entre a vareta e a estrutura do EC. A figura 1 mostra um elemento combustível constituído de varetas combustíveis típico de um reator PWR.

A tecnologia usualmente empregada na fabricação de placas combustíveis tem sido a laminação. A figura 2 mostra a técnica mais utilizada na fabricação de uma placa combustível. Neste processo o material combustível é envolvido por uma moldura lateral e duas placas de revestimento. A seguir, este conjunto passa por um processo de conformação mecânica, sendo submetido a vários passes de laminação a quente para se chegar próximo à espessura e dimensões finais. Durante o processo de laminação a quente, ocorre um caldeamento (ligação metalúrgica) entre o revestimento e o material combustível, formando como que um "combustível contínuo". A espessura final da placa geralmente é obtida através de passes a frio, o que também permite alcançar as propriedades mecânicas desejadas.

Outro processo (menos utilizado) de fabricação de placas é através da técnica de co-extrusão e posterior laminação. Este processo não confere uniformidade na espessura do revestimento. Estes processos de fabricação, porém, somente são possíveis quando os materiais envolvidos

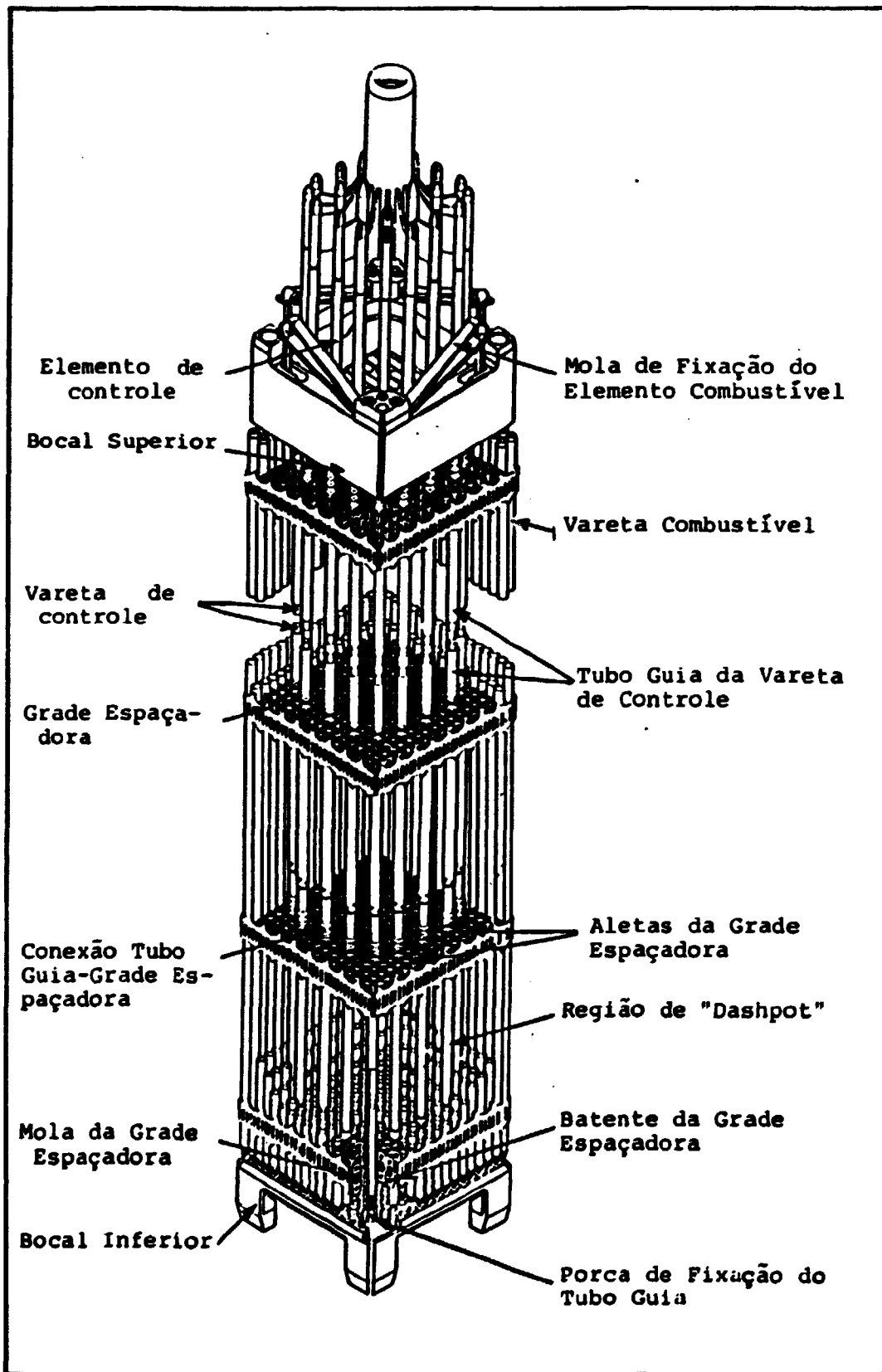


Figura 1- Elemento Combustível Típico de Reator

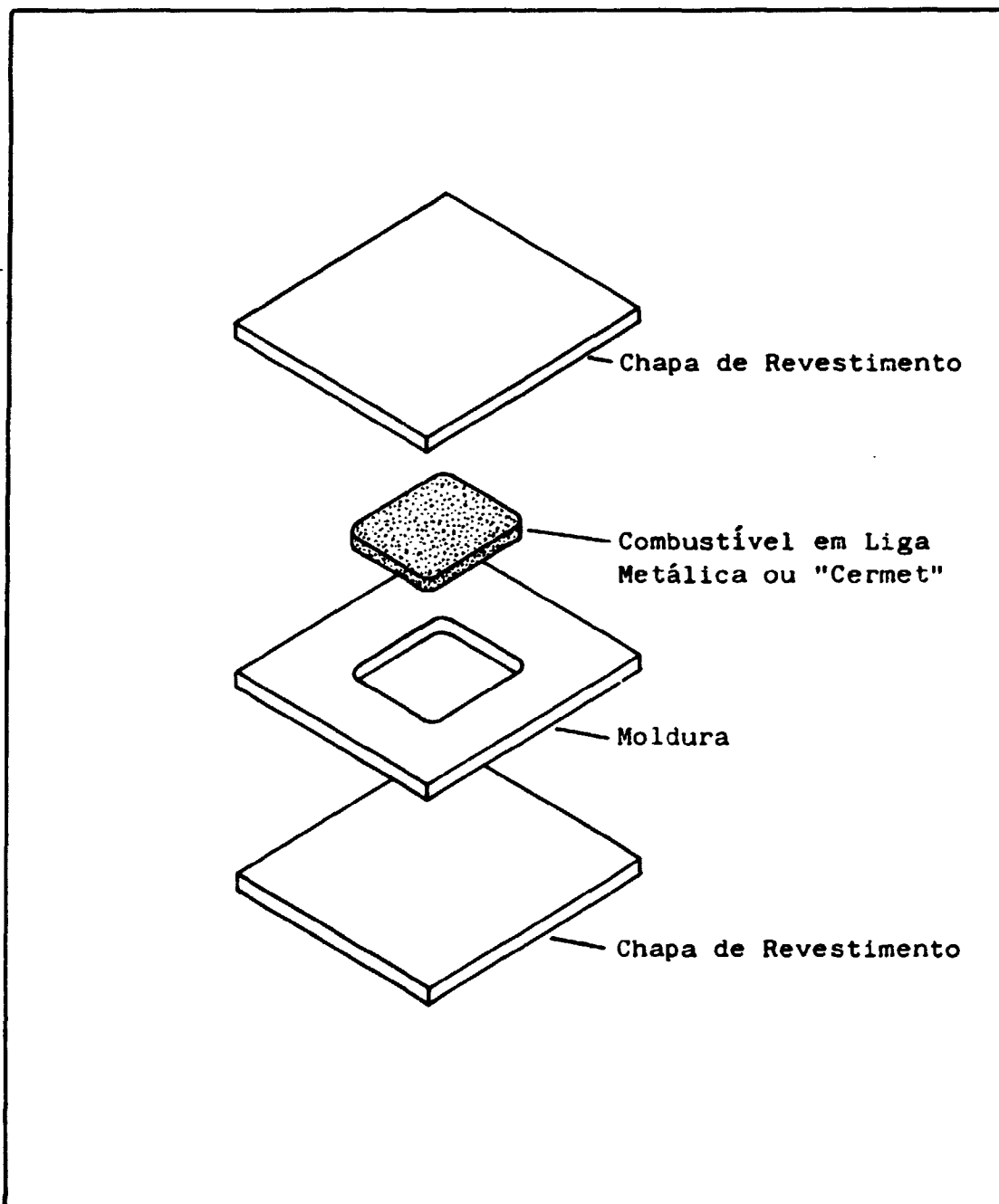


Figura 2- Técnica de Moldura ("picture-frame").
Vista explodida de uma placa combustível
para MTR antes da laminação.

(combustível e revestimento) possuem características dúcteis adequadas para a laminação. As placas combustíveis fabricadas por este processo, geralmente necessitam, devido aos relativamente baixos teores de urânio presentes (ligas de U-Al, U-Zr, "cermets", etc), de enriquecimentos da ordem de 20 % a 90 % de U235.

A figura 3 exemplifica um elemento combustível tipo placa. Este EC foi utilizado no reator de potência Shippingport (primeiro núcleo) /3/. Estes elementos combustíveis são constituídos, basicamente, de placas combustíveis posicionadas paralelamente umas às outras e suportadas por placas laterais (sem material físsil) e pelo bocal inferior. A extremidade superior geralmente possui um dispositivo para permitir o manuseio do elemento.

A montagem do elemento combustível constituído de placas combustíveis leva a estruturas mais simples e rígidas. As placas combustíveis são encaixadas em ranhuras apropriadas ao longo de rígidas placas laterais e é feito um cravamento mecânico por deformação das bordas desses canais, ao longo de todo o comprimento das placas combustíveis. Obtém-se desta maneira, fortes ligações estruturais entre as placas laterais e as placas combustíveis. Os primeiros EC's tipo placa, para MTR, tinham as placas combustíveis brasadas às placas laterais. Este processo, no entanto, provocava recozimento nas placas, diminuindo suas resistências mecânicas.

Os elementos combustíveis tipo placa podem ser utilizados sob várias formas, adequando-se ao tipo de utilização do reator e às condições existentes no reator (placas planas, placas curvas). Elementos combustíveis com placas curvas são utilizados, por questões de estabilidade mecânica, em reatores com alta vazão de água através do núcleo.

Uma maneira de utilização de material combustível de baixo enriquecimento em elementos combustíveis do tipo placa, é através do uso do UO_2 sinterizado sob forma de pequenas plaquetas paralelepédicas, de pequena espessura, posicionadas em compartimentos estanques. A primeira utilização desse tipo de combustível foi no reator americano Shippingport (núcleo 2) /3, 24/ e mais recentemente nos reatores franceses de pesquisa OSIRIS / 1/ e de potência CAS /2/. As figuras 4 e 5 mostram respectivamente a placa combustível utilizada no reator Shippingport (núcleo 2) e placa combustível e EC correspondente utilizadas no reator OSIRIS.

Neste caso existe uma montagem mecânica utilizando técnicas especiais tais como solda por difusão em autoclaves pressurizadas ou solda a laser. É um "combustível descontínuo", já que não existe uma ligação metalúrgica entre material combustível e revestimento.

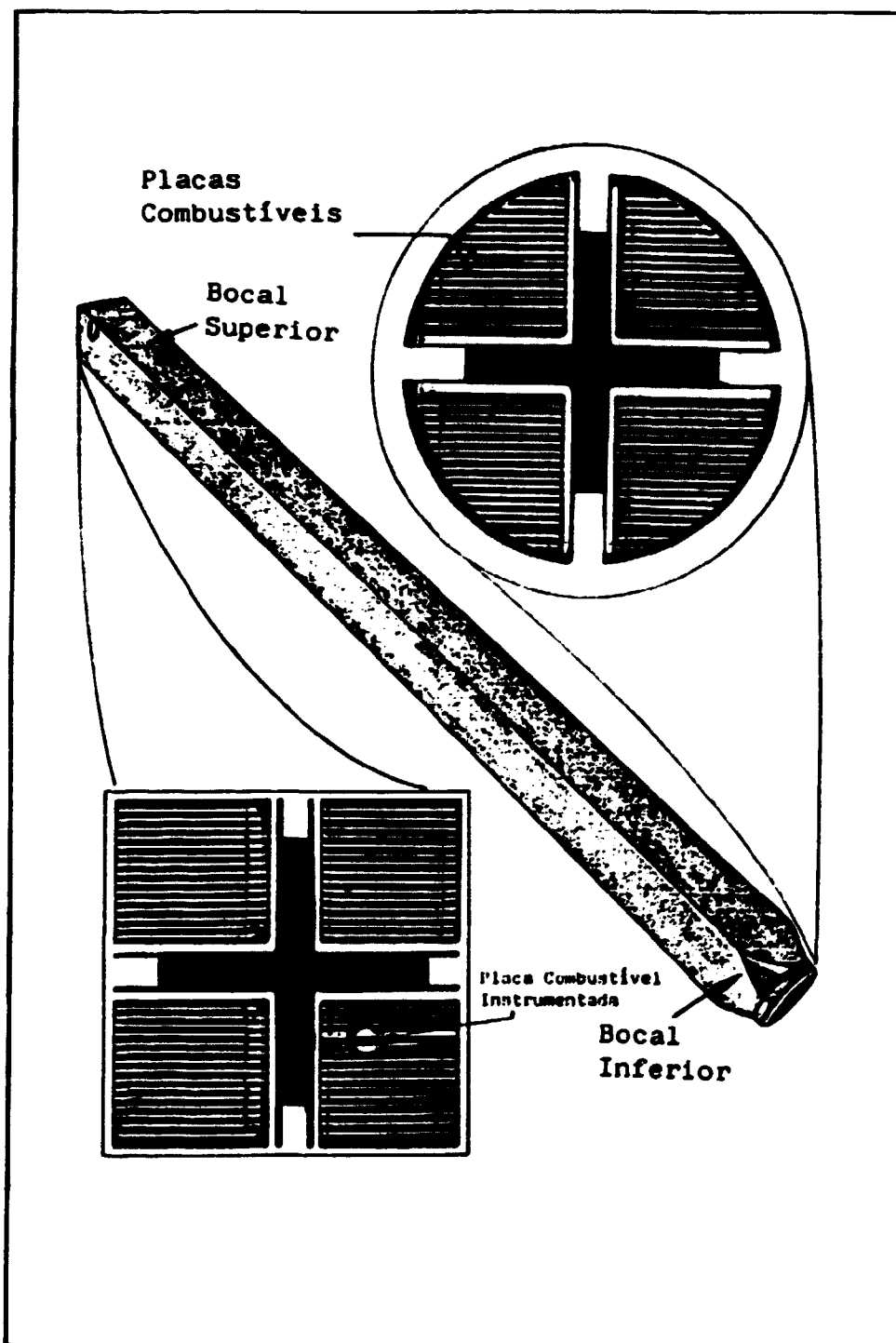


Figura 3- Elemento Combustível tipo placa.
(EC utilizado no reator Shippingport-
primeiro núcleo). /3/

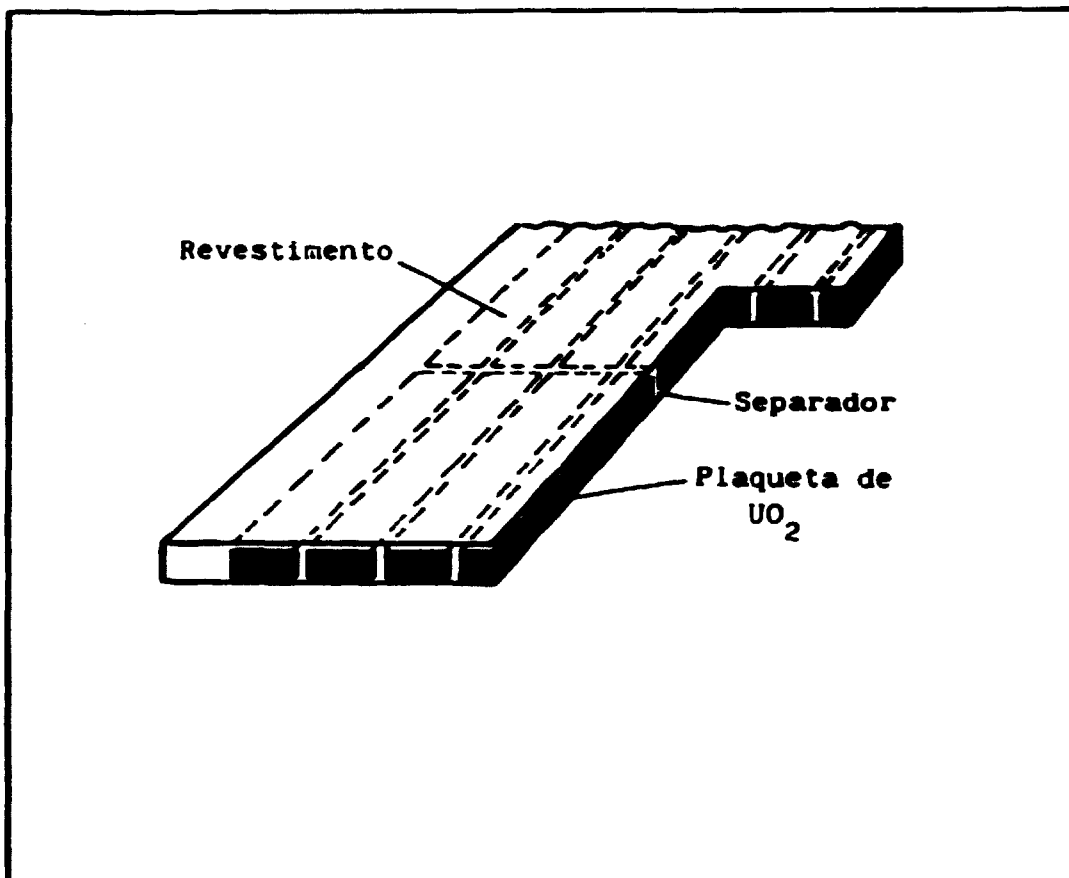


Figura 4- Placa combustível utilizada no reator
Shippingport (2º núcleo) /23/

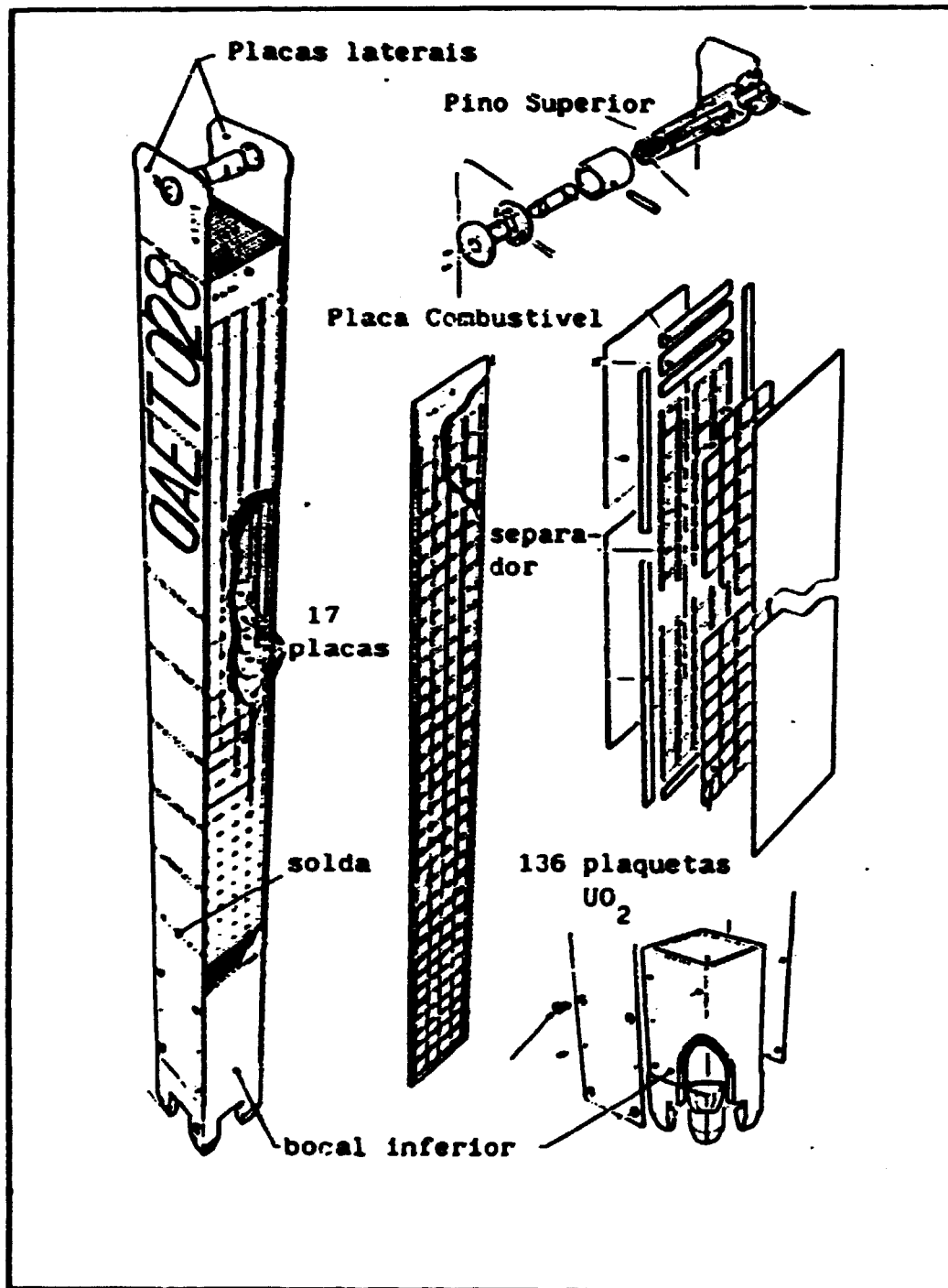


Figura 5- Elemento Combustível tipo caramelo utilizado no reator OSIRIS /1/

CAPÍTULO 3
PROPOSTA DE COMPARAÇÃO DO DESEMPENHO DO UO_2
COMO COMBUSTÍVEL NUCLEAR

Devido às excelentes características de comportamento sob irradiação, por possuir uma tecnologia de fabricação bem conhecida e também à grande vantagem da utilização de combustível com baixos enriquecimentos (3 a 10 %) do isótopo físsil U-235, este trabalho foi direcionado à investigação da utilização do UO_2 como material para uso em reatores térmicos moderados e refrigerados a água leve pressurizada.

É feita uma comparação de desempenho do UO_2 em duas configurações principais de EC em uso atualmente:

- 1) Em EC com varetas combustíveis, contendo o UO_2 sinterizado sob a forma de pastilhas cilíndricas.
- 2) Em EC do tipo placa, contendo o UO_2 sinterizado sob a forma de plaquetas quadradas e de pequena espessura, denominadas "caramelos".

As placas combustíveis tipo caramelo apresentam características construtivas e de funcionamento diferentes daquelas existentes em varetas combustíveis. O combustível tipo caramelo se distingue do combustível em varetas pelas seguintes características: /1, 2, 11, 12, 13/: (a) pela

geometria plana; (b) pela ausência de volume livre ou "plenum", exceto a porosidade aberta do material combustível e as tolerâncias de montagem, (c) por um bom contato entre o material combustível e o revestimento; (d) pela compartimentalização das plaquetas combustíveis na placa combustível de forma estanque e independente umas das outras; (e) montado em EC com canais fechados de passagem de água (sem escoamento transversal).

Estas características geométricas e construtivas fazem com que sejam esperadas diferenças de desempenho do combustível caramelo em relação à vareta tais como:

- (1) Redução da temperatura de trabalho do combustível. A geometria plana e a pequena espessura das plaquetas de UO_2 do combustível tipo caramelo permitem que, de certa forma, seja compensada a baixa condutividade térmica do dióxido de urânio, possibilitando combinar alta potência específica com baixa temperatura.
- (2) Redução da liberação de gases de fissão devido às menores temperaturas de operação no caramelo.
- (3) Redução da contaminação da água do circuito primário devido a eventual falha (ruptura) do revestimento. No combustível caramelo haverá somente a liberação dos produtos de fissão

contidos no compartimento em que ocorreu o defeito enquanto que qualquer ruptura no revestimento de uma vareta combustível leva à liberação de todo o volume de gases de fissão, acumulado no interior da vareta, para o ambiente do primário.

- (4) Maior potencial de bom desempenho do EC tipo caramelo para rampas de potência e seguimento de carga.

A principal causa de falha de varetas combustíveis em reatores refrigerados a água pressurizada tem sido a corrosão sob tensão quando há interação pastilha-revestimento. Para as varetas combustíveis, com revestimento de zircaloy, o processo de corrosão sob tensão se dá internamente. Os agentes de corrosão são os produtos de fissão Césio e Iodo, e as tensões são aquelas provenientes da imposição de deformações da pastilha sobre o revestimento /14/. No combustível tipo vareta, a folga inicialmente existente entre a pastilha e o revestimento, tende, motivada pela concorrência de diversos fatores no combustível (densificação, inchamento, reestruturação) e pela fluência (aumentada pela irradiação) do

revestimento, a ir diminuindo gradativamente, até a interação pastilha-revestimento. Este fato isolado, no entanto, não leva necessariamente à ocorrência de falha no revestimento. Deverão também existir altos níveis de tensão (tração) no revestimento, uniformemente distribuídas ou locais (causadas por aberturas de trincas na pastilha quando esta se expande). Isto ocorre durante rampas de potência. Nesta situação a pastilha impõe sua expansão térmica ao revestimento, já que o seu coeficiente de expansão térmica e sua rigidez são maiores do que a do revestimento /14/. Em reatores de potência comerciais estas rampas de potência estão limitadas a taxas reduzidas de forma a minimizar as tensões no revestimento. O combustível tipo caramelo pela sua própria característica de combustível "colapsado", está, desde a fabricação e início de utilização no reator, com o revestimento em contato com a plaqueta combustível de UO_2 . As melhores características de transferência de calor dessa forma de combustível, como analisadas anteriormente, permitem obter menores temperaturas que na vareta cilíndrica. Isto

leva a deformações diferenciais entre combustível e revestimento menores no caso da placa, e pela forma plana da placa, leva também a menores tensões no revestimento. Isto tende a minimizar rupturas por corrosão sob tensão. Além disto, há também limitação na difusão dos produtos de fissão (Césio e Iodo) no interior da matriz de UO_2 , no caso da placa, devido ao menor gradiente de temperatura.

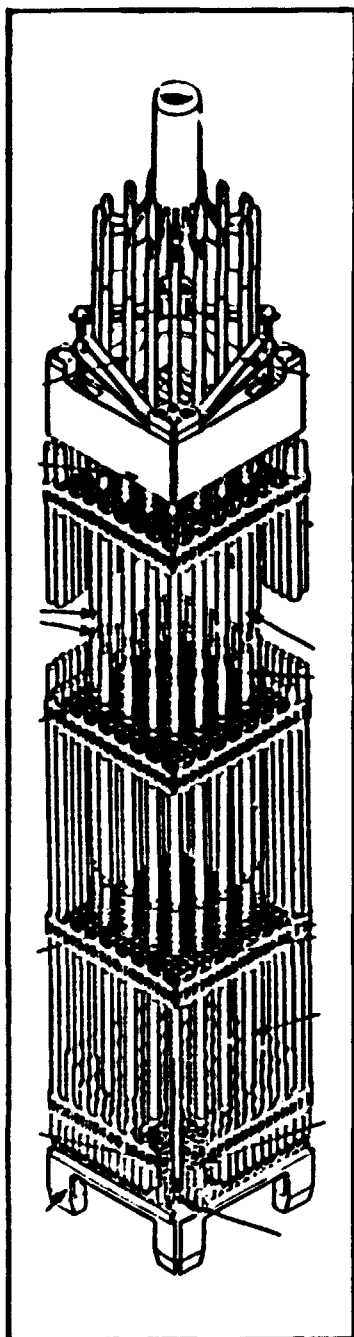
A comparação dos dois tipos de EC é feita, neste trabalho, para um reator térmico refrigerado e moderado a água leve pressurizada. As características operacionais desse reator (potência, vazão e temperatura de entrada do refrigerante), bem como as características geométricas e de materiais para o EC com varetas foram adotadas com base no reator Angra-1 /15/. Este reator fornece uma potência térmica de 1876 MW, possui 121 elementos combustíveis com 235 varetas combustíveis cada, e com altura ativa de 3,6576 metros. Isto equivale a uma densidade linear média de potência (q') de 18,0 Kw/m. A densidade linear máxima de potência (q'_{max}) do reator é igual a 42,0 Kw/m, apresentando, portanto, um fator de pico igual a 2,33.

Para efeito de comparação é atribuído, tanto à vareta quanto à placa, um comprimento ativo nominal de um metro.

A vareta combustível é constituída de um tubo cilíndrico de revestimento de Zircaloy-4, contendo no seu interior as pastilhas de UO_2 ligeiramente enriquecidas em U-235. A folga existente entre as pastilhas e o revestimento é preenchida com gás hélio pressurizado, para melhorar as condições de transferência de calor. Na parte superior da vareta existe uma mola que permite a expansão térmica diferencial da coluna de UO_2 em relação ao revestimento bem como um espaço vazio ("plenum") para acomodar os gases de fissão. A tabela 4 mostra os dados da vareta combustível de comparação e do EC composto por estas varetas.

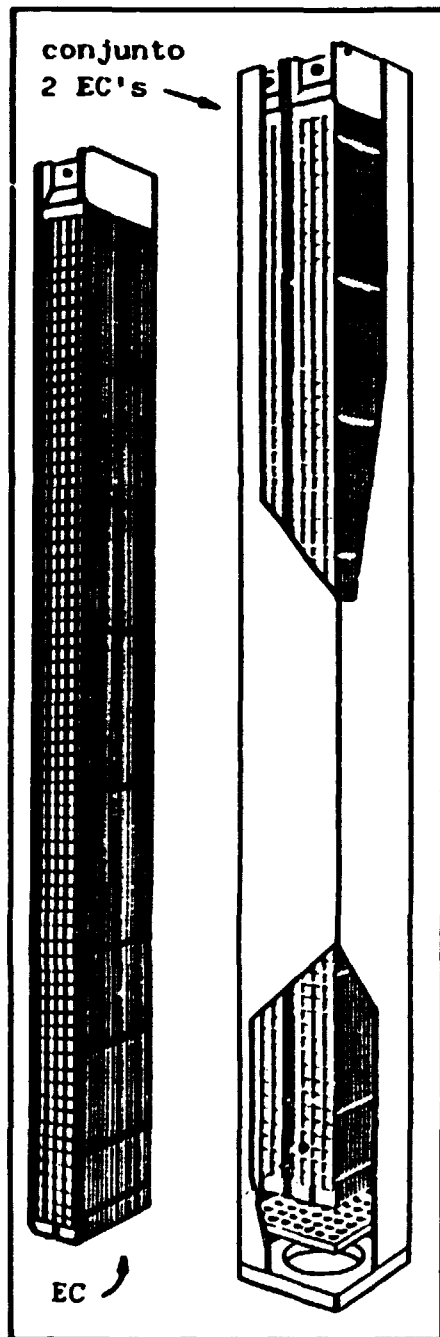
A definição das dimensões externas do elemento combustível tipo caramelo foi feita adotando-se a hipótese de substituição do núcleo do reator, constituído por elementos combustíveis com varetas cilíndricas, por um núcleo constituído por elementos combustíveis do tipo caramelo. Assim, cada EC, composto por varetas combustíveis, é substituído por um conjunto formado por dois EC do tipo caramelo, como indicado na figura 6. Nesta substituição, por hipótese, foram mantidas as seguintes características gerais do reator:

- Potência térmica total;
- Dimensões do contorno do núcleo;
- Vazão do refrigerante no núcleo;
- Temperatura de entrada do refrigerante no núcleo.



EC COM VARETAS
COMBUSTÍVEIS

SUBSTITUIÇÃO
 →
 NO REATOR



CONJUNTO FORMADO POR
DOIS EC's TIPO CARAMELO

Figura 6- Substituição de um EC tipo vareta por dois EC's tipo caramelo.

Diâmetro externo da vareta (mm)	9,50
Espessura do revestimento (mm)	0,572
Material do revestimento	Zry-4
Diâmetro da pastilha (mm)	8,19
Altura ativa (mm)	1000
Altura do "plenum" (mm)	80
Comprimento total da vareta	1100
Densidade da pastilha (% da densidade teórica)	95
Enriquecimento (% em peso de U-235)	2,6
Pressão interna do gás (MPa)	3,103 (Hélio)
Espaçamento entre varetas (mm)	12,32
Arranjo do EC	(16 x 16)
Espaçamento entre centros de EC's (mm)	198,2
Temperatura de entrada do refrigerante (C)	287,5
Pressão do refrigerante (MPa)	15,494
Vazão mássica do refrigerante no EC (Kg/h.m2)	12,55 x 10E6

Tabela 4 - Dados da Vareta Combustível e do EC Base de
Comparação

São definidas duas placas combustíveis do tipo caramelo, com espessuras diferentes, para se obter parâmetros de comparação com a vareta combustível. Estas placas combustíveis de comparação são constituídas de um conjunto de plaquetas planas de UO_2 sinterizadas, dispostas no interior de compartimentos individualizados e estanques, formados por uma grade interna, e duas chapas externas de revestimento, como mostra a figura 7(a). A tabela 5 mostra os dados referentes às placas combustíveis tipo caramelo de comparação e do EC correspondente.

Os dois tipos de EC contendo UO_2 sinterizado são comparados nos aspectos: neutrônicos, a nível de célula unitária para a verificação da reatividade do sistema ao longo da queima; termo-hidráulicos, (para a determinação dos limites de operação do EC; de desempenho termo-mecânico, para a verificação dos níveis de tensões existentes no revestimento; e de desempenho sob irradiação, englobando densificação, inchamento, liberação de gases de fissão e pressão interna.

Todas as análises são feitas para condições normais de operação não sendo analisadas condições de transientes ou acidentes postulados da planta.

Devido a não existência de uma maior variedade de dados e informações disponíveis na literatura sobre os detalhes construtivos e de desempenho do combustível tipo

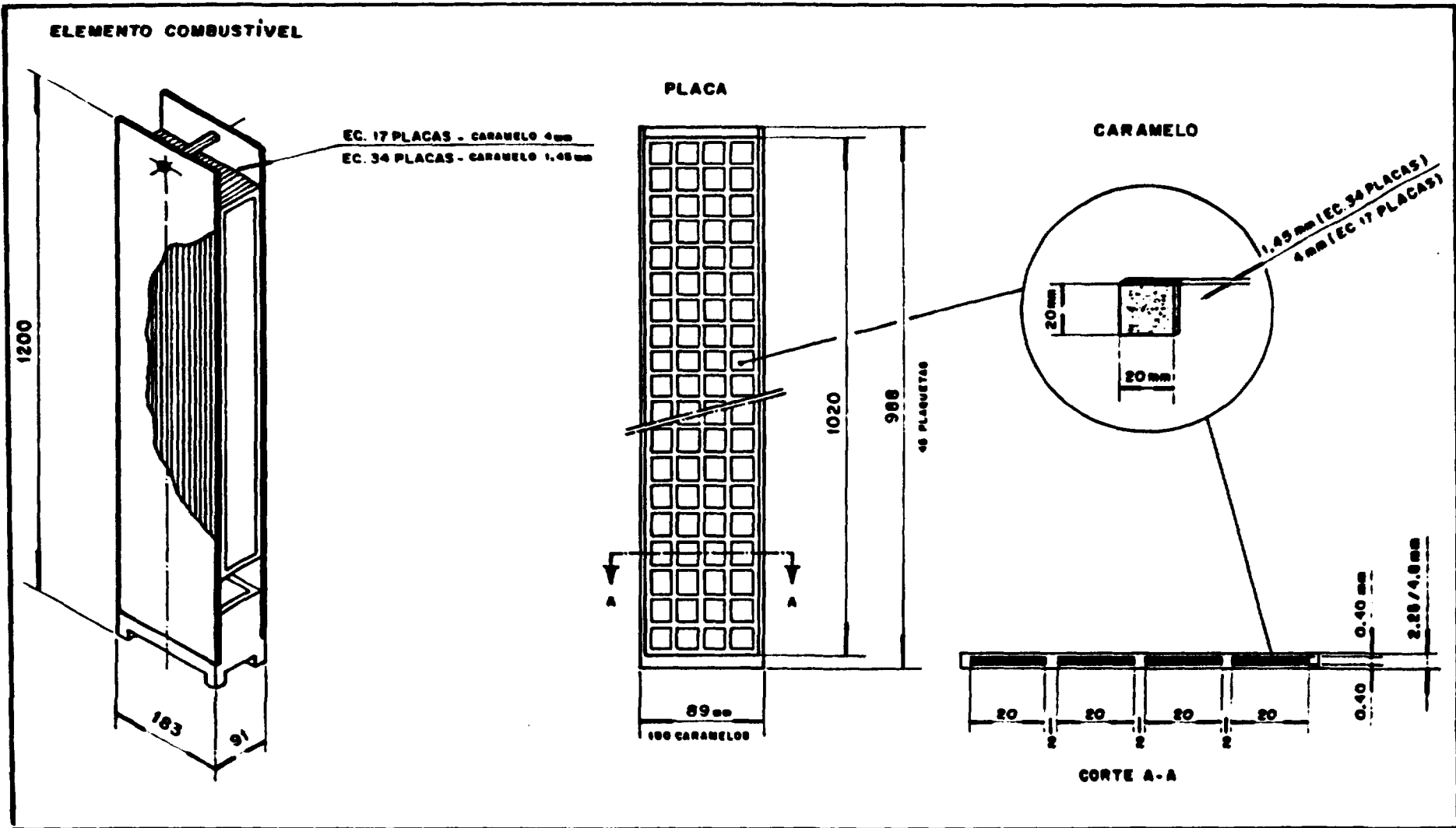


Figura 7(a)- Elemento Combustível Tipo Caramelo de Comparação.

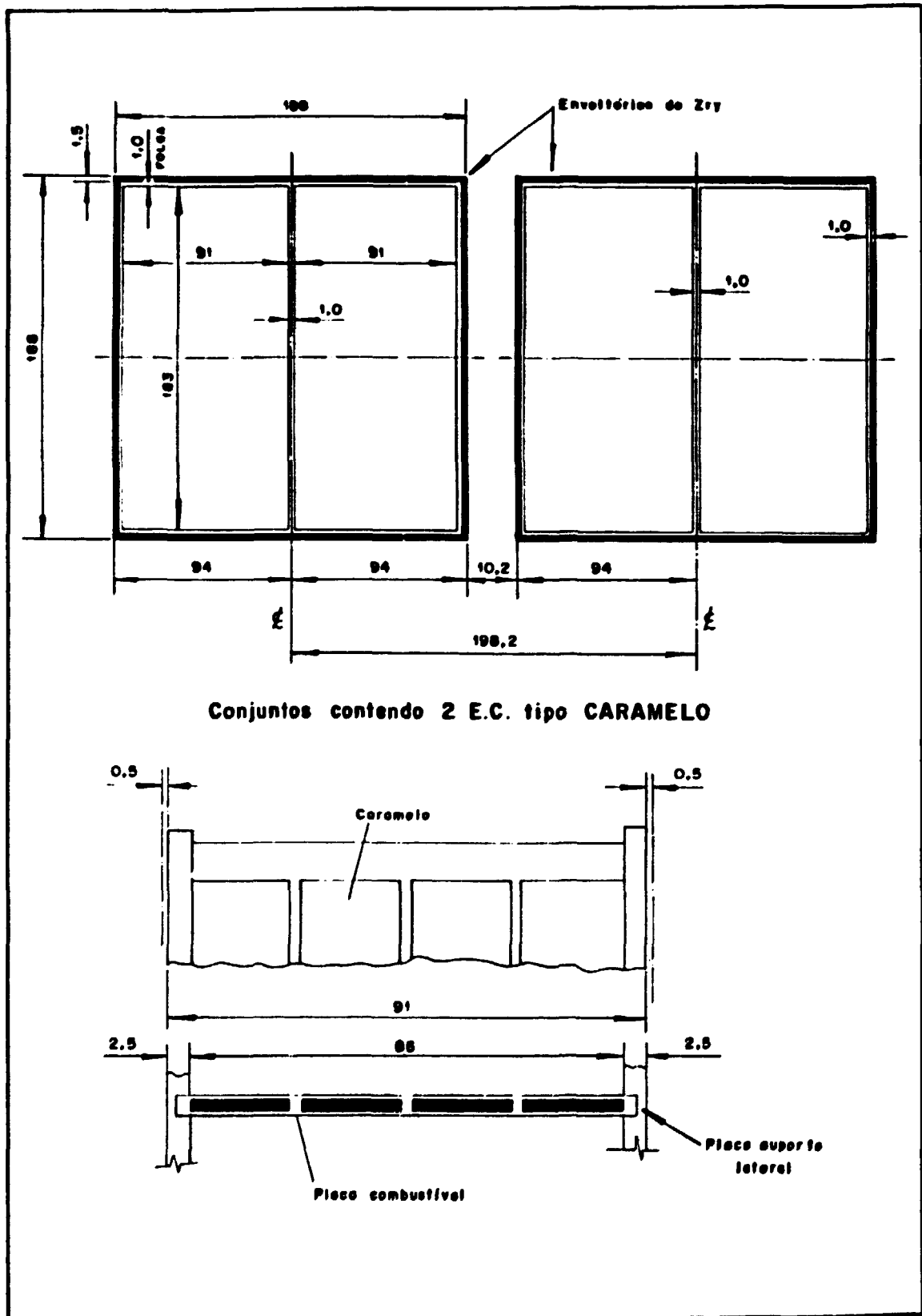


Figura 7(b)- Arranjo e Dimensões do EC Tipo Caramelo
(Secção Transversal dos Conjuntos).

caramelo, é feita uma análise mais detalhada sobre este tipo de combustível).

Na análise de desempenho foram adotados limites e critérios, para as placas combustíveis tipo caramelo, idênticos a limites e critérios de varetas combustíveis. Estes são: /28/

- 1) A temperatura máxima no centro do combustível não deve exceder a temperatura de fusão do UO_2 (limite assumido: $T_c = 2500 \text{ }^\circ\text{C}$).
- 2) A pressão interna máxima deve ser menor do que a pressão nominal do refrigerante.
- 3) Limite de tensões no revestimento:
As tensões equivalentes totais não devem ultrapassar o limite de escoamento do material na temperatura de operação.
- 4) A deformação equivalente máxima do revestimento deve ser menor que 1 %.

É aplicada a teoria de energia de distorção (Von Mises) como critério de escoamento.

As tensões limites do zircaloy-4 recozido consideradas para o tubo de revestimento da vareta combustível e para a grelha interna e chapas de revestimento externas do combustível tipo caramelo são: /37/

$$\begin{array}{ll} \text{a } 20^\circ\text{C} & \sigma_e = 300 \text{ MPa} \quad , \quad \sigma_r = 509 \text{ MPa} \\ \text{a } 316^\circ\text{C} & \sigma_e = 115 \text{ MPa} \quad , \quad \sigma_r = 229 \text{ MPa} \end{array}$$

Largura da placa combustível (mm)	91
Espessura da placa combustível (mm)	2,25/4,8
Espessura do revestimento (mm)	0,4
Material do revestimento	Zry-4
Largura da plaqueta de UO ₂ (mm)	20
Altura da plaqueta de UO ₂ (mm)	20
Espessura da plaqueta de UO ₂ (mm)	1,45/4,00
Largura do separador entre plaquetas (mm)	2
Material do separador entre plaquetas	Zry-4
Largura ativa da placa combustível (mm)	80
Comprimento ativo da placa combustível (mm)	900
Largura da placa contendo combustível (mm)	86
Comprimento da placa contendo combustível (mm)	988
Plaquetas de UO ₂ por placa combustível	180
Arranjo das plaquetas na placa combustível	(4 x 45)
Densidade da plaqueta (% da densidade teórica)	95
Dimensões do EC (seção transversal) (mm x mm)	183 x 91
Dimensões do envoltório contendo os dois EC's	
(mm x mm)	188 x 188
Espaçamento entre dois conjuntos de EC's (mm)	198,2
Temperatura de entrada do refrigerante (C)	287,5
Pressão do refrigerante (MPa)	15,494
Vazão mássica do refrigerante no EC (Kg/h.m ²)	12,55x10E6

Tabela 5 - Dados das Placas Combustíveis Tipo Caramelo e dos EC's Tipo Caramelo de Comparação

CAPÍTULO 4

ANÁLISES COMPARATIVAS

Para se obter parâmetros de comparação do EC tipo caramelo necessitou-se, inicialmente, determinar o número de placas e espessura dos canais de refrigeração.

Foram feitos cálculos neutrônicos, a nível de célula unitária, para se verificar a influência da espessura da plaqueta combustível de UO_2 e das dimensões dos canais de refrigeração na reatividade do sistema. Estes cálculos foram feitos para espessuras da plaqueta de UO_2 de 1,45 mm e 4,00 mm, utilizadas respectivamente nos reatores OSIRIS /1/ e CAP /2/. A parametrização das quantidades de placas combustíveis no EC e das espessuras dos canais de refrigeração foram feitas em função da adoção de dimensões externas fixas do EC tipo caramelo.

Determinadas as características gerais do EC tipo caramelo são feitas várias análises comparativas entre os tipos de combustíveis caramelo e de varetas. Efetua-se cálculos neutrônicos com células unitárias para verificar a variação da reatividade com a queima. São analisados os aspectos termo-hidráulicos tais como perdas de carga ao longo do canal de refrigeração e margens de fluxo de calor crítico para as potências impostas ao núcleo em análise. São verificados os aspectos termo-mecânicos através do programa

ANSYS /16/ e na vareta combustível através do programa FRAPCON-1 /17/. O fenômeno da liberação de gases de fissão é comparado para as duas formas do combustível. Os resultados da pressão interna da vareta ao longo da queima foram fornecidos pelo programa FRAPCON-1. Para o combustível tipo caramelo, os cálculos de liberação de gases de fissão ao longo da queima, foram efetuados através de correlações contidas no MATPRO-11 /18/. As pressões internas devido aos gases de fissão, obtidas para cada tipo de combustível, são comparadas.

4.1 - Análise Neutrônica

O objetivo desta análise foi verificar as dimensões apropriadas para os canais de refrigeração da placa combustível tipo caramelo, de forma a se ter uma relação água/urânio adequada. As curvas de variação da constante de multiplicação K -infinito em função da espessura do canal de refrigeração são obtidas para as duas espessuras de plaqueta (1,45 mm e 4,00 mm). O critério adotado para definição da relação água/urânio (espessura do canal de refrigeração e número de placas do EC) é de reator submoderado, de forma a se ter coeficiente de reatividade de moderador negativo, sendo mantidas fixas as dimensões externas do elemento e a espessura de revestimento.

As placas foram distribuídas simetricamente na largura do elemento combustivel, mantendo-se os canais externos do EC iguais à metade dos canais internos.

A tabela 6 representa as espessuras dos canais de refrigeração, correspondente ao EC de dimensões externas fixas.

Foi utilizado um enriquecimento fixo de 6 % nos cálculos para definição das espessuras dos canais de refrigeração e números de placas por EC.

O cálculo paramétrico a nível de célula unitária foi feito com o programa espectral HAMMER-TEC (versão IPEN) /23/ que é uma versão do programa HAMMER /22/, utilizando o computador IBM 4341. A célula unitária para cada caso estudado é apresentada na figura 8(a). A espessura da região extra varia em função do número de placas. As temperaturas utilizadas para cálculo das seções de choque correspondem àquelas da placa em posição de máxima potência linear. Os dados geométricos de materiais e as concentrações usadas nos cálculos estão anotados na figura 7(b) e tabelas 5,6,7 e 8.

As curvas de K-infinito em função dos canais de refrigeração são apresentadas nas figuras 9 e 10.

O valor da constante de multiplicação K-infinito obtida, para cada caso, segundo o método empregado, não tem relevância em si. O importante é a forma em que se distribuem estes valores em função dos parâmetros de entrada. Nestas

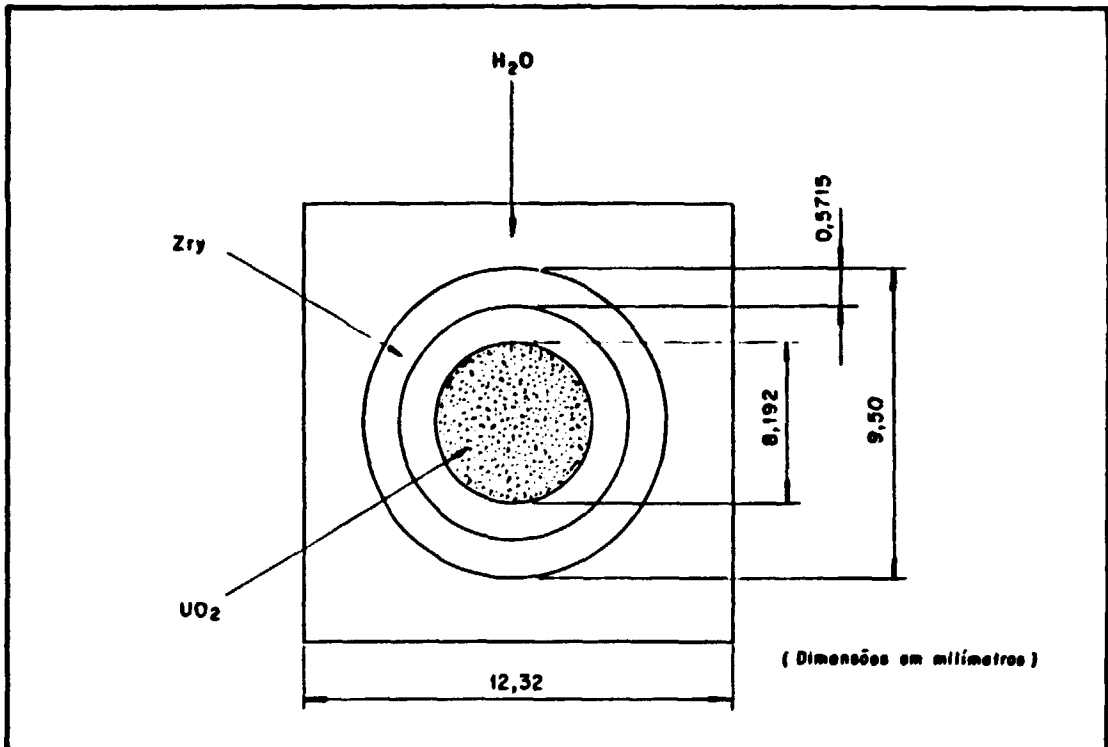


Figura 8 (a)- Célula Unitária Para a Vareta Combustível.

1/2 núcleo combustível	Revestimen- to	1/2 canal de água	Região Ex- tra (água+ combustível + revest.)
2mm/0,725mm	0,4mm	(variável)	(variável)

Figura 8 (b)- Célula Unitária Para a Placa Combustível
Tipo Caramelo.

Plaqueta e= 1,45 mm		Plaqueta e= 4,00 mm	
Número de placas/EC	Espessura do canal (mm)	Número de placas/EC	Espessura do canal (mm)
7	21,34	17	8,51
8	18,08	18	7,92
9	15,54	19	7,38
10	13,50	22	6,07
11	11,84	25	5,07
12	10,45	28	4,29
13	9,28	30	3,85
14	8,28	33	3,30
15	7,40	34	3,13
16	6,64	36	2,83
17	5,96	39	2,44
18	5,37	41	2,21
19	4,83	44	1,91
20	4,35	47	1,64
21	3,91	50	1,41

TABELA 6 - Espessuras dos Canais de Refrigeração do EC Tipo Caramelo para Diferentes Números de Placas.

Combustível				
Enriq. (% em peso de U-235)	4,48 %	6 %	8 %	10 %
U-235	8,8207x10E20	1,1808x10E21	1,5751x10E21	1,9689x10E21
U-238	1,8598x10E22	1,8293x10E22	1,7913x10E22	1,7523x10E22
O-16	3,8960x10E22	3,8948x10E22	3,8976x10E22	3,8984x10E22
Zry (Zr-91)	6,7975x10E22	6,7975x10E21	6,7975x10E21	6,7975x10E21
Revestimento				
Zry (Zr-91)	4,3248x10E21	4,3248x10E21	4,3248x10E21	4,3248x10E21
Água				
H-1	4,8274x10E22	4,8274x10E22	4,8274x10E22	4,8274x10E22
O-16	2,4137x10E22	2,4137x10E22	2,4137x10E22	2,4137x10E22
Região Extra				
Zry (Zr-91)	3,3257x10E22	3,3257x10E22	3,3257x10E22	3,3257x10E22
H-1	1,1151x10E22	1,1151x10E22	1,1151x10E22	1,1151x10E22
O-16	5,5756x10E21	5,5756x10E21	5,5756x10E21	5,5756x10E21

TABELA 7 - Concentrações Atômicas (átomos/cm³) no Combustível Tipo Caramelo (Plaqueta 1,45 mm)

Combustível				
Enriq. (% em peso de U-235)	3,25 %	6 %	8 %	10 %
U-235	7,5513x10E20	1,1808x10E21	1,5751x10E21	1,9689x10E21
U-238	1,8837x10E22	1,8293x10E22	1,7912x10E22	1,7523x10E22
O-16	3,9184x10E22	3,8948x10E22	3,8976x10E22	3,8985x10E22
Zry (Zr-91)	6,7975x10E21	6,7975x10E21	6,7975x10E21	6,7975x10E21
Revestimento				
Zry (Zr-91)	4,3248x10E21	4,3248x10E21	4,3248x10E21	4,3248x10E21
Água				
H-1	4,8274x10E22	4,8274x10E22	4,8274x10E22	4,8274x10E22
O-16	2,4137x10E22	2,4137x10E22	2,4137x10E22	2,4137x10E22
Região Extra				
Zry (Zr-91)	3,3257x10E22	3,3257x10E22	2,3257x10E22	3,3257x10E22
H-1	1,1151x10E22	1,1151x10E22	1,1151x10E22	1,1151x10E22
O-16	5,5756x10E21	5,5756x10E21	5,5756x10E21	5,5756x10E21

TABELA 8 - Concentrações Atômicas (átomos/cm³) no Combustível Tipo Caramelo (Plaqueta 4,00 mm)

Combustível			
Enriq.	2,1 %	2,6 %	3,1 %
U-235	4,7166x10E20	5,8396x10E20	6,9626x10E20
U-238	2,1988x10E22	2,1876x10E22	2,1764x10E22
O-16	4,4920x10E22	4,4920x10E22	4,4920x10E22
Revestimento			
Zry	4,2518x10E22	4,2518x10E22	4,2518x10E22
Água			
H-1	5,1881x10E22	5,1881x10E22	5,1881x10E22
O-16	2,5940x10E22	2,5940x10E22	2,5940x10E22

TABELA 9: Concentrações Atômicas (átomos/cm³) na Vareta Combustível.

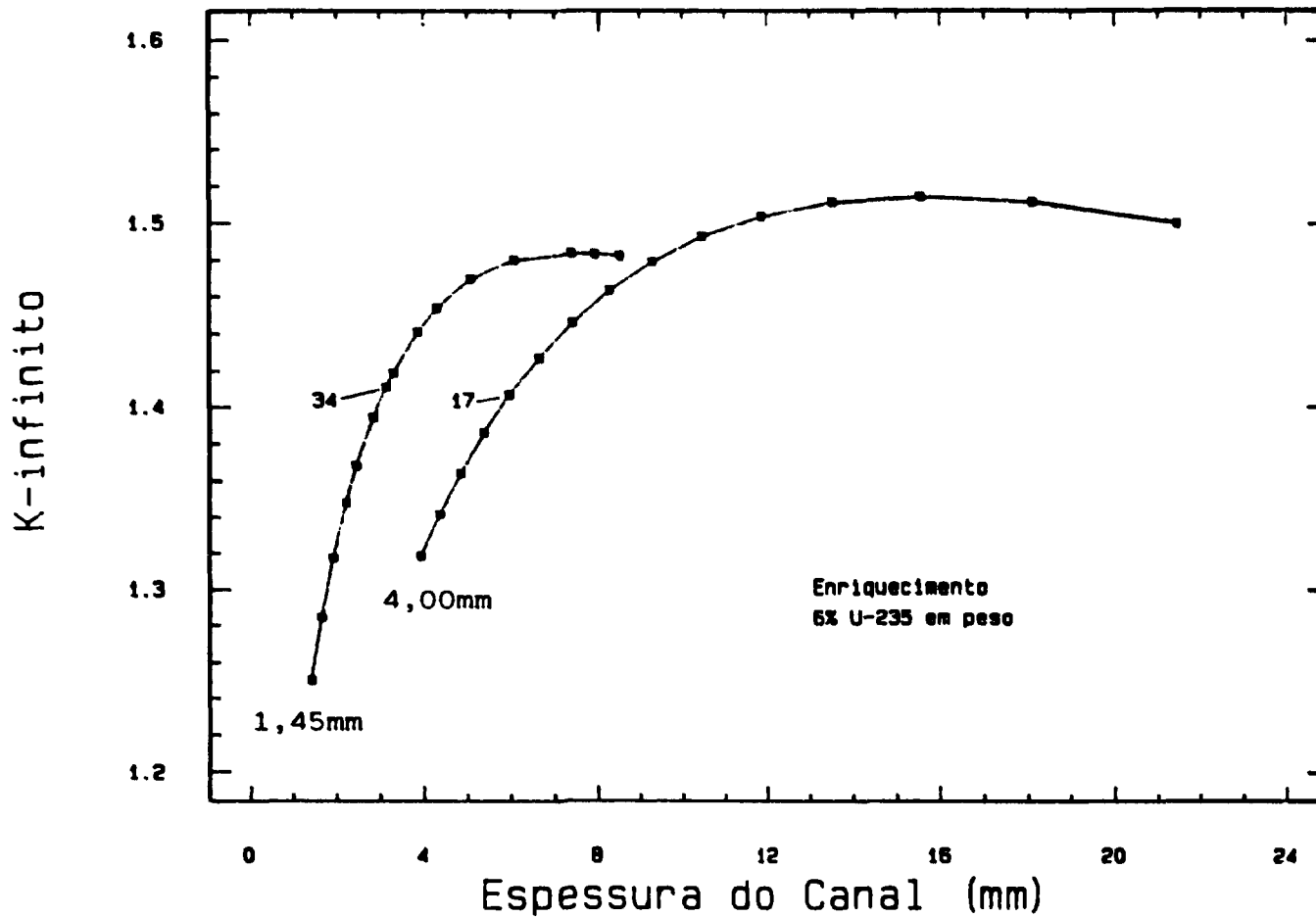


Figura 9- Curvas de Moderação Para Combustível Tipo Caramelo (K_{∞} x Espessura do Canal). Plaquetas de UO_2 com espessuras de 1,45 mm e 4,00 mm.

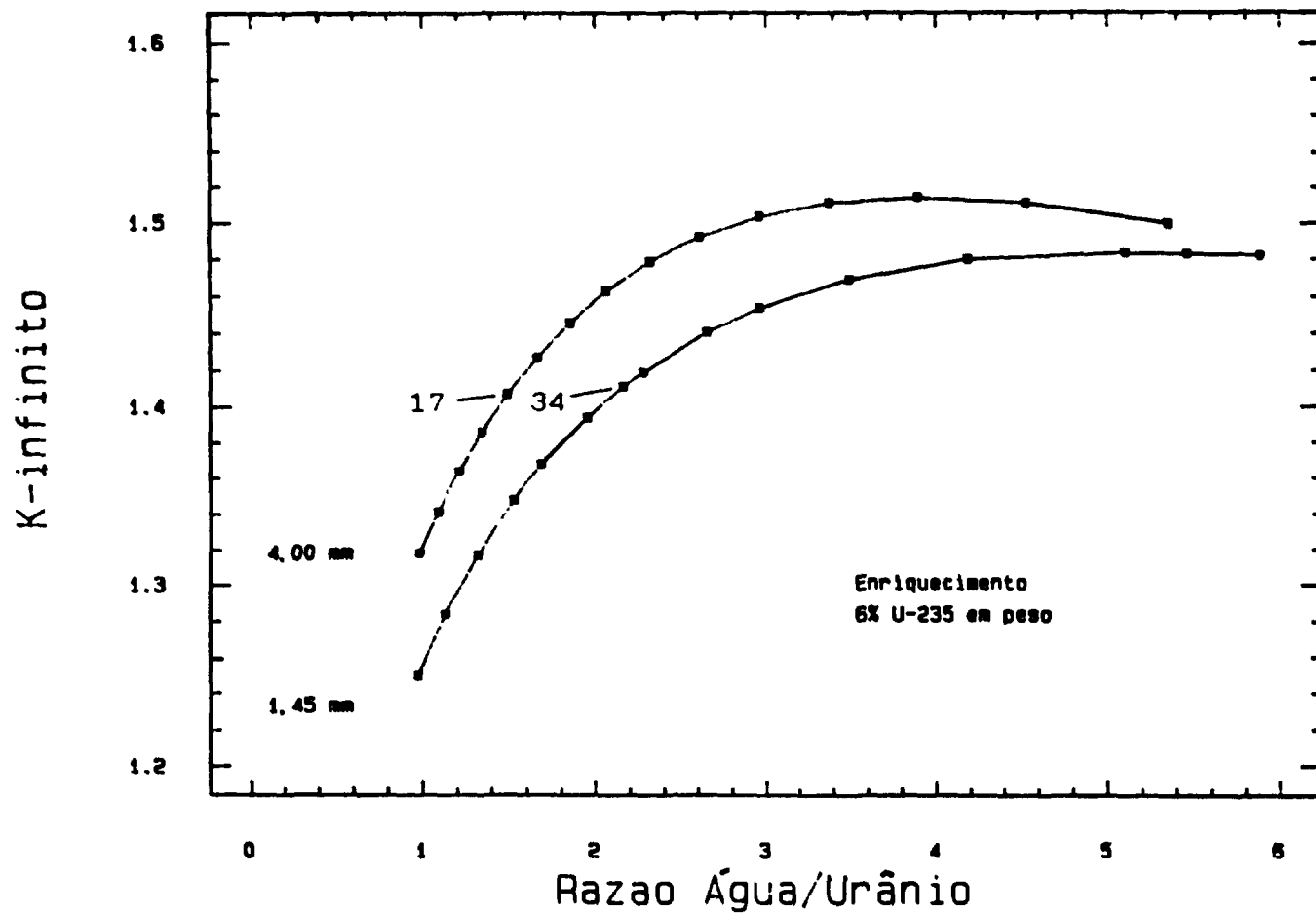


Figura 10- Curvas de Moderação Para combustível Tipo Caramelo (K_{∞} x Razão Água/Urânio). Plaquetas de UO_2 com espessuras de 1,45 mm e 4,00 mm.

curvas, as combinações de espessura de núcleo e espessura de canal que apresentam valores de K-infinito à direita de cada máximo, constituem uma região não adequada de utilização no reator. Nesta região uma diminuição na moderação do sistema leva a um aumento na reatividade do mesmo, ou seja, possui um coeficiente de moderação positivo.

Para os dois casos considerados, espessuras de núcleo de 1,45 mm e 4,00 mm, são adotados os canais de refrigeração correspondentes aos E.C de 34 e 17 placas combustíveis, pois encontram-se numa faixa segura de submoderação e, também, possuem características próximas daquelas utilizadas nos reatores OSIRIS e CAP.

Uma vez determinado o número de placas para cada EC tipo caramelo (com plaquetas de 1,45 mm e 4,00 mm), verificou-se para cada caso, a evolução do K-infinito ao longo da queima para vários níveis de enriquecimento do combustível.

É comparado para o EC tipo vareta a evolução do K-infinito ao longo da queima para os enriquecimentos utilizados em Angra I.

Os valores de K-infinito em função da queima para a vareta combustível contendo UO_2 enriquecido a 2,1 %, 2,6 % e 3,1 % foram obtidos através do programa HAMMER-TEC (versão IPEN). A célula unitária utilizada é apresentada na figura 8(b).

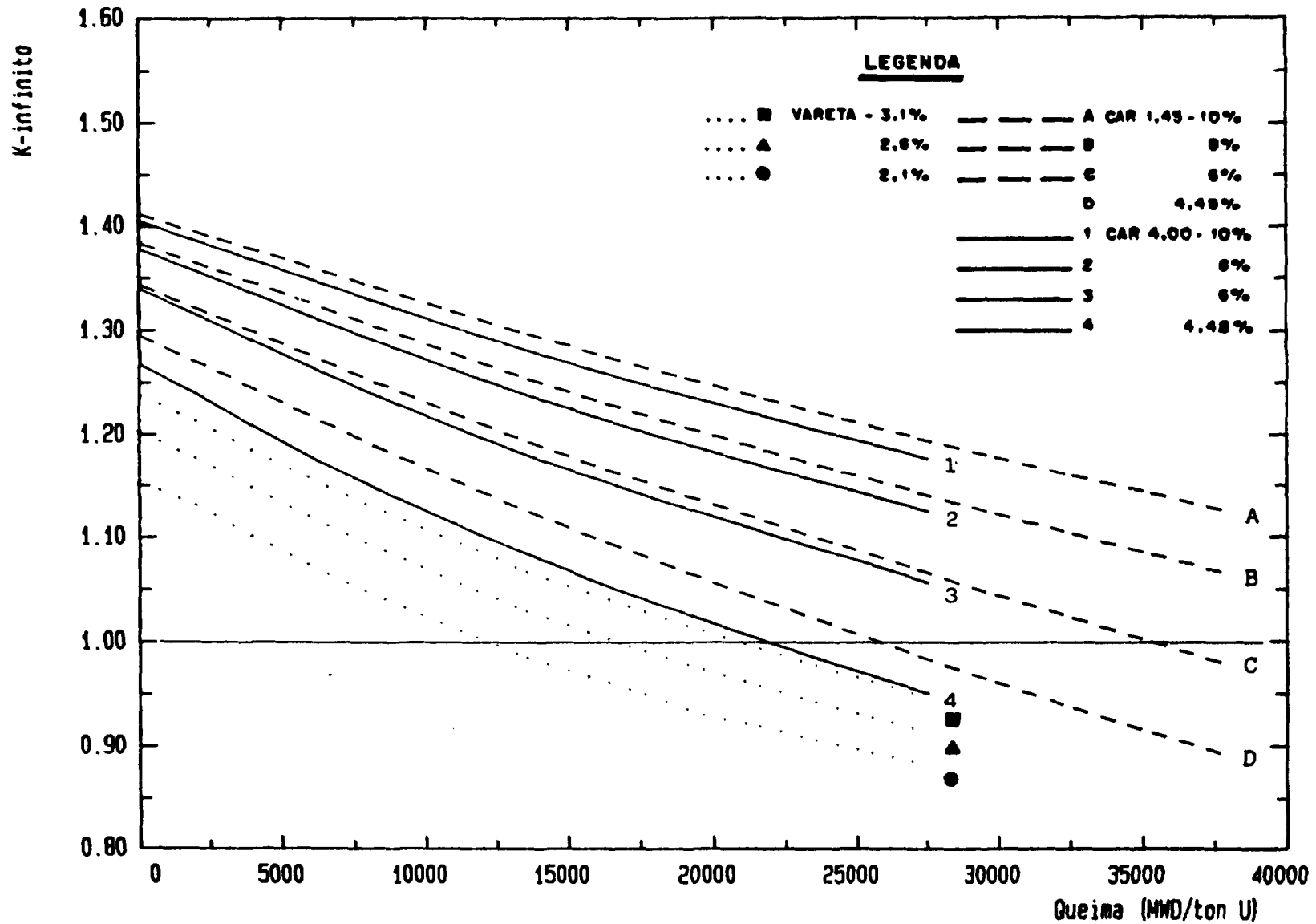


Figura 11- Variação da Reatividade ao Longo da Queima

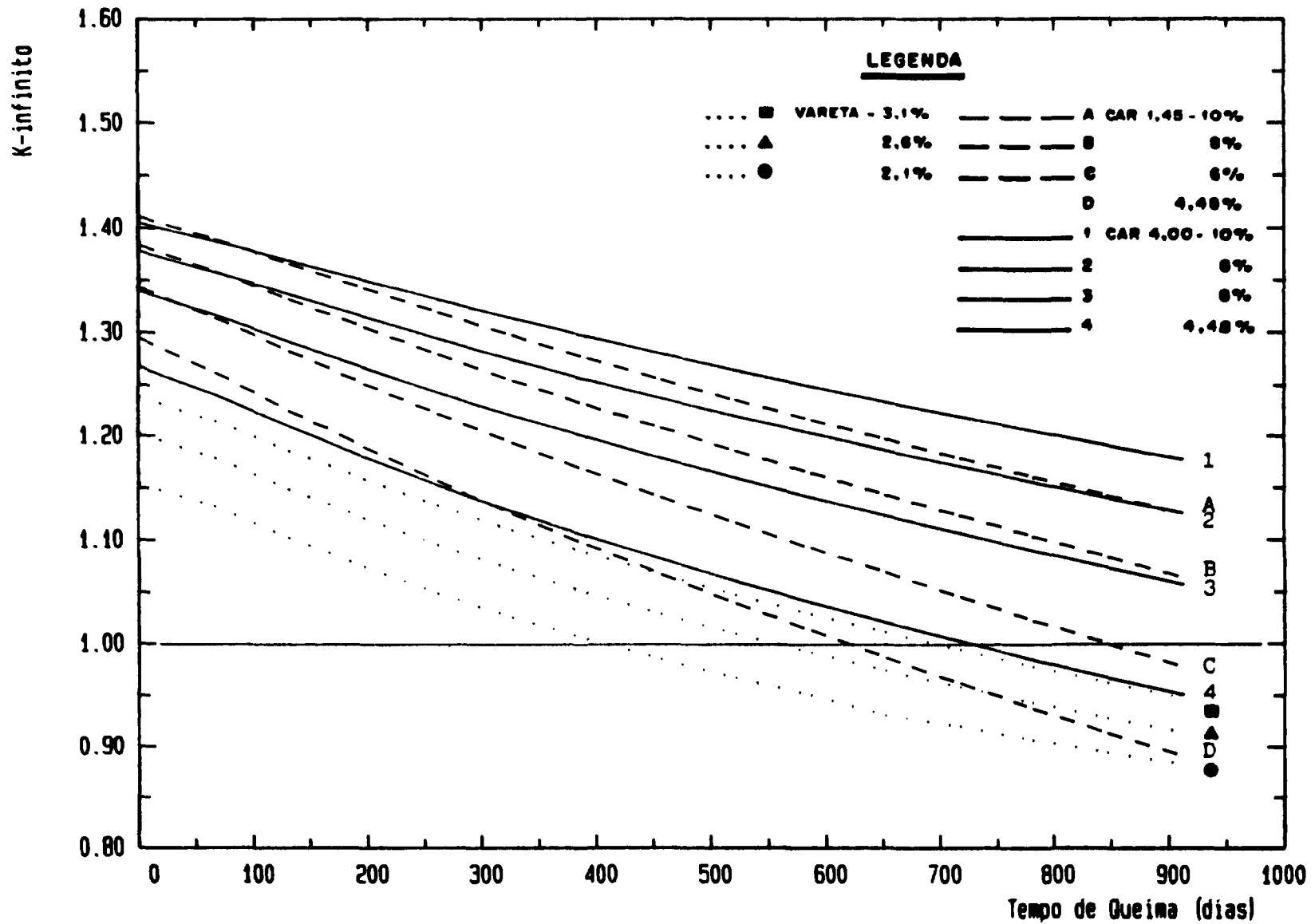


Figura 12- Variação da Reatividade ao Longo do Tempo.

As concentrações atômicas utilizadas estão apresentadas na tabela 9. As temperaturas utilizadas correspondem às da vareta na posição de máxima potência linear.

É feita também uma comparação entre a célula caramelo e vareta para a condição de mesma quantidade inicial de urânio-235, ou seja, a quantidade inicial de urânio-235 existente na célula tipo vareta com enriquecimento de 2,6 % deve ser igual a quantidade de U-235 para cada célula caramelo (1,45 mm e 4 mm de espessura da placa). Para isto ocorrer há necessidade dos seguintes enriquecimentos para placa: 4,48 % para 1,45 mm e 3,25 % para 4,00 mm.

As curvas de K-infinito em função da queima obtidas são mostradas nas figuras 11 e 12.

Os valores de queima obtidos para a construção do gráfico K-infinito em função da queima, são representativos para o caso de célula unitária, não tendo significado para o cálculo de queima real. No entanto, para efeito comparativo, constitui-se de um indicador da evolução da reatividade do núcleo ao longo da queima. Os gráficos obtidos estão apresentados em termos de dias de operação a plena potência e em termos de energia gerada.

Considerando-se o uso de combustível com mesma quantidade de urânio-235 nos elementos combustíveis com 17 e 34 placas e em varetas combustíveis, verifica-se que o EC com

34 placas (espessura da plaqueta combustível de 1,45 mm) apresenta uma reatividade inicial maior que o EC com 17 placas (espessura da plaqueta combustível de 4,00 mm) mesmo possuindo menor quantidade de UO_2 que este. Sob o aspecto da reatividade em função da queima, verifica-se que o EC tipo caramelo com 34 placas oferece uma queima superior ao caso do EC com 17 placas. Analisando-se porém, sob o aspecto de reatividade em função do tempo, verifica-se que o EC tipo caramelo com 17 placas oferece uma reatividade superior ao caso do EC com 34 placas. Ambas as placas apresentam reatividade maior em relação ao EC tipo vareta de comparação, mesmo para o caso de igualdade na quantidade inicial de U-235 para os três casos (geometria mais favorável).

Verifica-se também, nesta figura, a superioridade em termos de reatividade ao longo da queima do caramelo de espessura de 4,00 mm em relação ao caramelo de espessura de 1,45 mm, para os vários enriquecimentos considerados, embora que para estes casos há diferenças nas quantidades de U-235.

Nas conclusões aqui observadas deve-se levar em conta que nesta comparação, entre as diferentes células unitárias, as relações entre U-235/U-238 são diferentes, as temperaturas nas placas são inferiores às da vareta, e são diferentes as geometrias e as relações água/urânio.

Verifica-se que a obtenção de maiores queimas está associada à geometria existente e também à quantidade inicial

do combustível fissil U-235 presente. Quanto maior a quantidade de U-235 no combustível, maior a queima a ser alcançada para uma mesma geometria de EC. Porém, este fato leva a reatividades iniciais muito altas, tornando-se necessária operação do reator com barras de controle muito inseridas, e portanto, com altos picos de potência. Uma maneira de conferir uma maior homogeneização (axial e radial) da potência no núcleo tem sido a utilização de venenos queimáveis (materiais absorvedores de nêutrons, cuja quantidade diminui em função do tempo de irradiação no interior do reator) distribuídos heterogeneamente em pontos estratégicos do núcleo ou dispersos homogeneamente no próprio combustível. Alguns exemplos de venenos queimáveis dispersos em combustíveis são Gd_2O_3 e o boro diluído em UO_2 .

Os fatores aqui observados, associados a enriquecimentos convenientes e veneno queimável diluído no combustível, indicam um grande potencial de utilização de placas tipo caramelo para altas queimas no núcleo de reatores sem necessidade de recargas frequentes.

4.2 - Análise Termo-Hidráulica

O objetivo desta análise foi comparar as características termo-hidráulicas do EC composto de varetas combustíveis cilíndricas e dos EC tipo placa compostos de

placas combustíveis tipo caramelo.

No projeto termo-hidráulico, do núcleo de um reator de potência, várias características são desejáveis tais como: alta densidade de potência (para minimizar o tamanho do núcleo), alta potência específica (para minimizar a quantidade de combustível), alta temperatura na saída do refrigerante (para maximizar a eficiência termo-dinâmica) e uma baixa queda de pressão no refrigerante (para minimizar os requisitos de bombeamento).

Entretanto, estes itens estão sujeitos à restrições e limitações de ordem material e de transferência de calor, como por exemplo a manutenção das temperaturas abaixo dos pontos de fusão dos componentes do núcleo (particularmente para o material combustível e revestimento) e manutenção do fluxo de calor entre o combustível e o refrigerante em níveis que não haja ocorrência de DNB.

Para a comparação foram determinados, para cada tipo de combustível, as distribuições de temperatura no combustível e canal de refrigeração, os valores de perda de pressão através dos EC's, os valores de velocidade crítica de escoamento em que podem ocorrer situações de colapso das placas, e os valores de fluxo crítico de calor (DNB) comparados ao fluxo de calor existente.

Estes aspectos termo-hidráulicos dos EC's foram verificados usando os métodos e correlações apresentados nos

apêndices A e B. Os resultados destas análises estão sumarizados nas três seções seguintes.

4.2.1 - Cálculo Térmico

Foram calculadas as temperaturas centrais dos combustíveis nas posições de máxima potência linear e ao longo do comprimento aquecido. A distribuição de potência ao longo do comprimento aquecido do combustível foi assumida como sendo uma distribuição cossenoidal.

4.2.1.1 - Vareta Combustível

Os resultados de temperaturas para a vareta combustível foram obtidos através do programa de desempenho do combustível FRAPCON-1. Simulações com o programa FRAPCON-1 permitem estabelecer uma investigação detalhada da interligação dos efeitos térmicos, mecânicos, de liberação de gases de fissão ao ambiente interior da vareta, e das propriedades dos materiais no comportamento da vareta combustível ao longo da queima.

Nos cálculos foram considerados 11 níveis axiais ao longo do comprimento aquecido da vareta. Os resultados de temperaturas obtidos para estes casos são mostrados nas figuras 13 e 14.

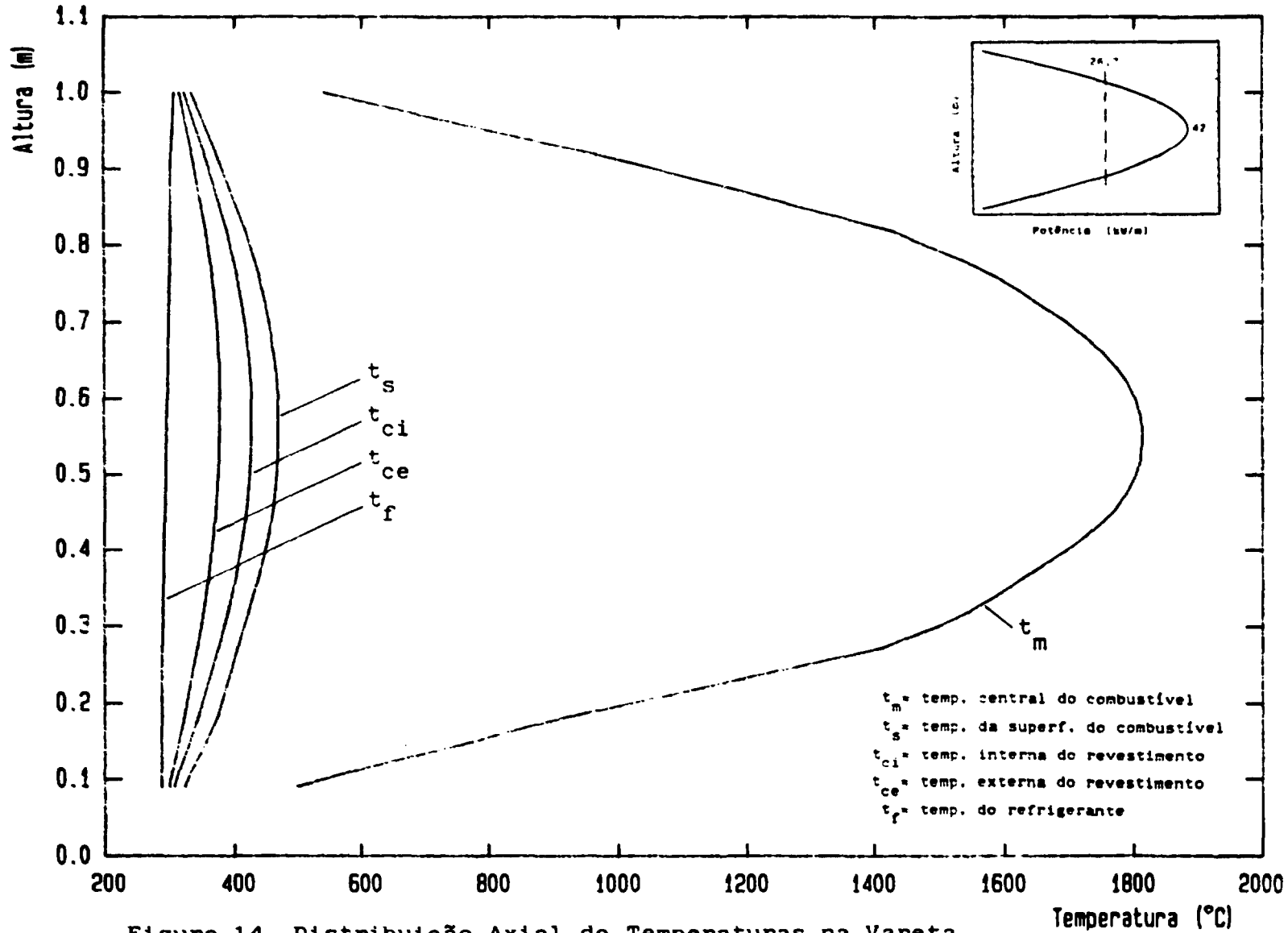


Figura 14- Distribuição Axial de Temperaturas na Vareta Combustível. ($q'_{max} = 42,0$ kW/m).

4.2.1.2 - Placas Combustíveis Tipo Caramelo

Resultados de temperaturas para as placas combustíveis tipo caramelo contendo plaquetas de 1,45 mm e 4,00 mm de espessura foram obtidos através de cálculos manuais empregando formulação analítica de transferência de calor e também através do programa computacional ANSYS /16/.

Nos cálculos foram considerados 11 níveis axiais ao longo do comprimento aquecido da placa. A distribuição axial de potência é idêntica à adotada para a vareta.

Pela hipótese de substituição de um EC composto de varetas por dois EC tipo caramelo (cap. 3), mantém-se idêntica a potência total gerada. Os valores requeridos para cada EC tipo caramelo, mantido o fator de pico de 2,33, são:

EC com 34 placas (plaqueta com espessura de 1,45 mm):

Potência média total por EC = $4230/2 = 2115$ Kw

$$\bar{q}' = 691 \text{ Kw/cm} \quad ; \quad q'_{\text{max}} = 1610 \text{ Kw/cm}$$

$$\bar{q}'' = 43,2 \text{ W/cm} \quad ; \quad q''_{\text{max}} = 100,6 \text{ W/cm}$$

$$\bar{q}''' = 596 \text{ W/cm} \quad ; \quad q'''_{\text{max}} = 1388 \text{ W/cm}$$

EC com 17 placas (plaqueta com espessura de 4,00 mm):

Potência média total por EC = $4230/2 = 2115$ Kw

$$\bar{q}' = 1382 \text{ Kw/cm} \quad ; \quad q'_{\text{max}} = 3220 \text{ Kw/cm}$$

$$\bar{q}'' = 86,4 \text{ W/cm} \quad ; \quad q''_{\text{max}} = 201,2 \text{ W/cm}$$

$$\bar{q}''' = 431,8 \text{ W/cm} \quad ; \quad q'''_{\text{max}} = 1006,25 \text{ W/cm}$$

As expressões e dados utilizados nos cálculos analíticos para determinação das temperaturas no combustível estão apresentados no Apêndice A.

Foi adotada, para simplificação dos cálculos térmicos, uma condutividade térmica do UO_2 linear na faixa de temperatura entre $350 \text{ }^\circ\text{C}$ e $1200 \text{ }^\circ\text{C}$. Os resultados de temperatura ao longo das placas combustíveis são mostradas nas figuras 15 a 18.

Com o objetivo de verificar a distribuição de temperaturas em todo o volume do caramelo, utilizou-se o programa ANSYS /16/, que é baseado no método dos elementos finitos.

Para os cálculos da distribuição tridimensional de temperaturas adotou-se modelo representativo de $1/8$ de um caramelo localizado na posição axial central da placa, isto é, no ponto de máxima potência axial. Este modelo é indicado na figura 19 e sua representação em elementos finitos para as duas espessuras de caramelo são mostradas nas figuras 20 e 21.

As figuras de pós-processamento com os resultados obtidos correspondem a determinados planos do modelo onde estes resultados se mostraram mais relevantes para comparação. A convenção de letras utilizada para a

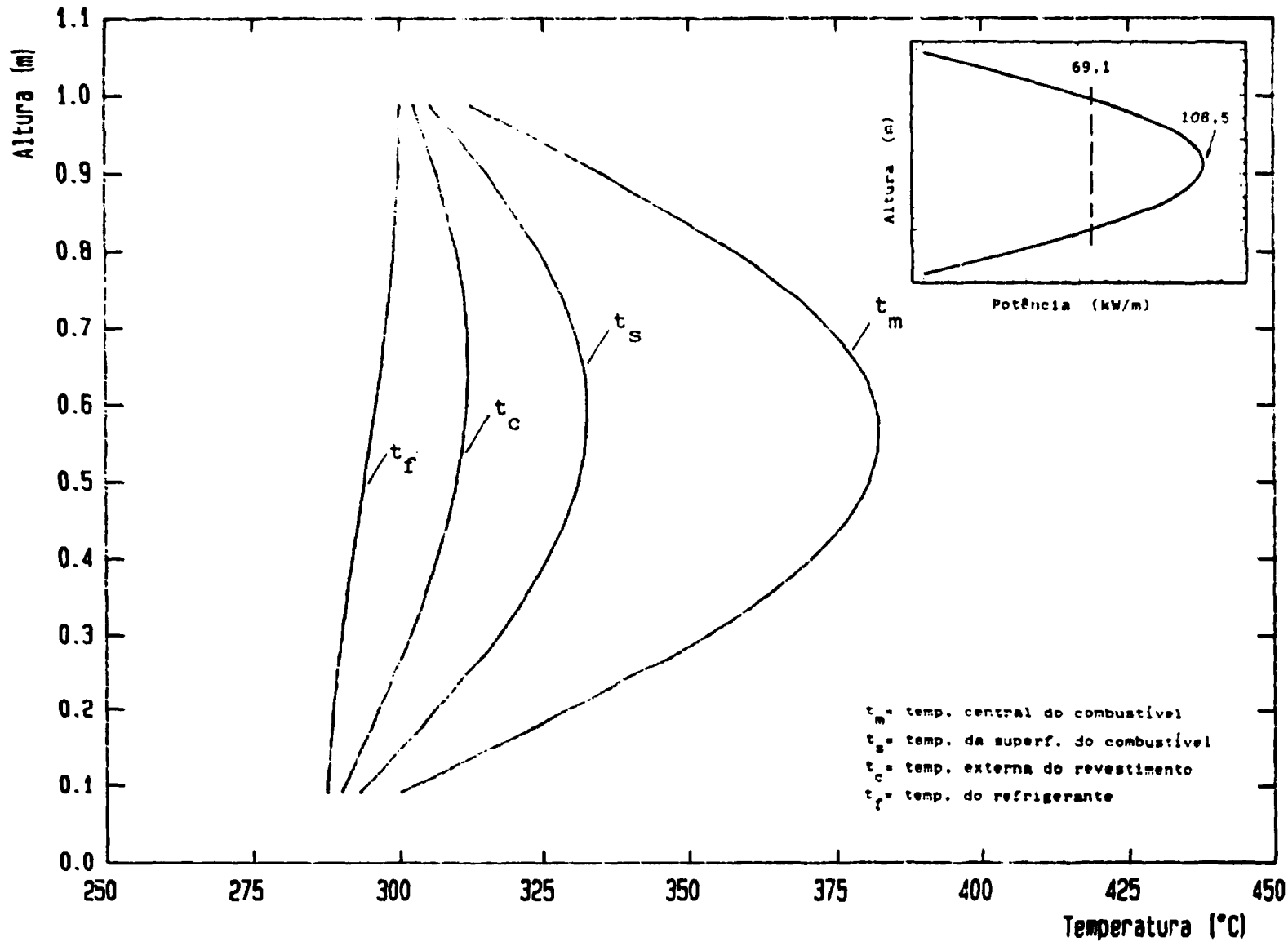


Figura 15- Distribuição Axial de temperaturas na Placa Combustível
 Caramelo (EC 34 placas; $\bar{q}' = 69,1$ kW/m).

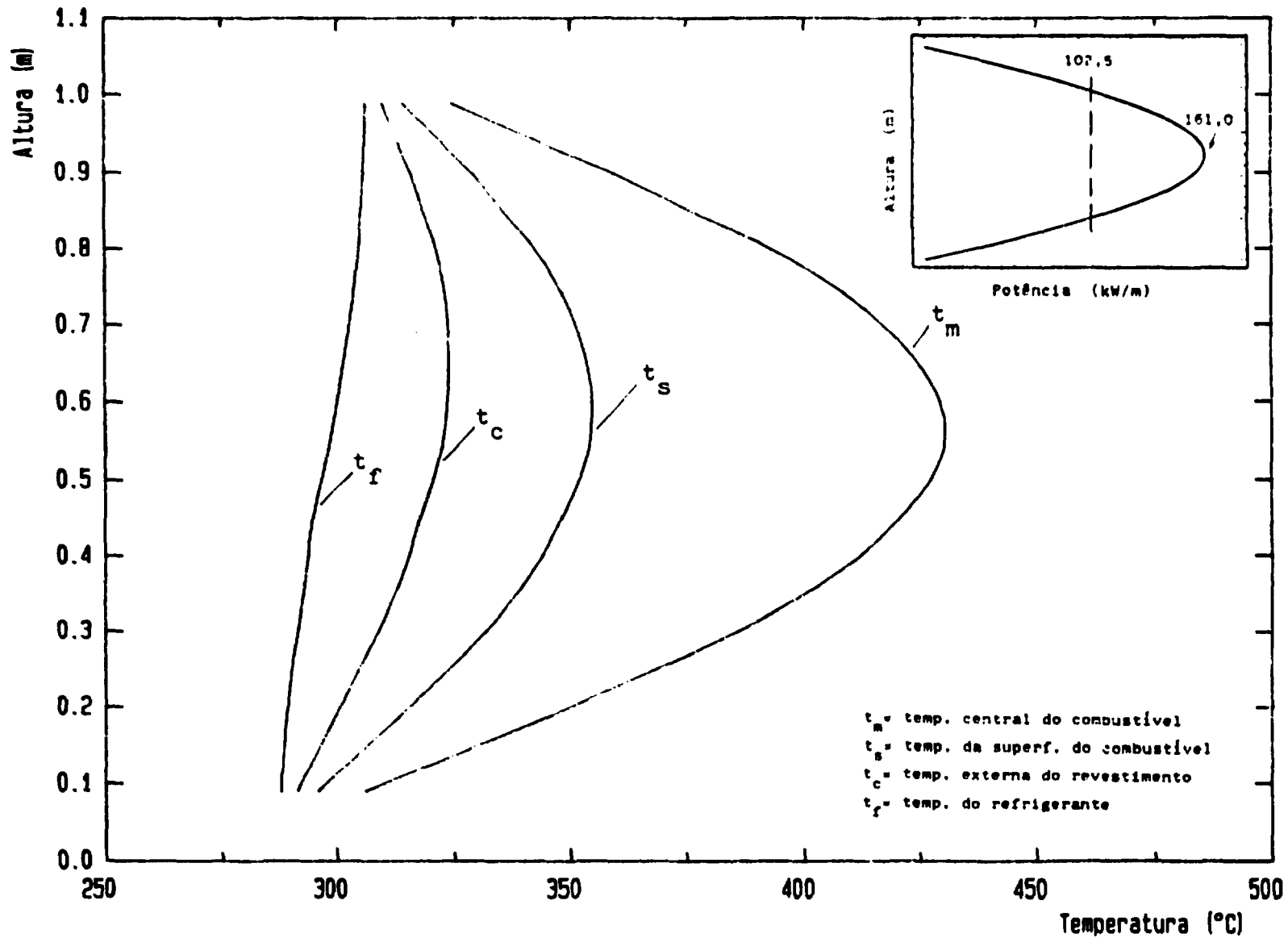


Figura 16- Distribuição Axial de Temperaturas na Placa Combustível
 Caramelo (EC 34 placas; $q'_{max} = 161,0$ kW/m).

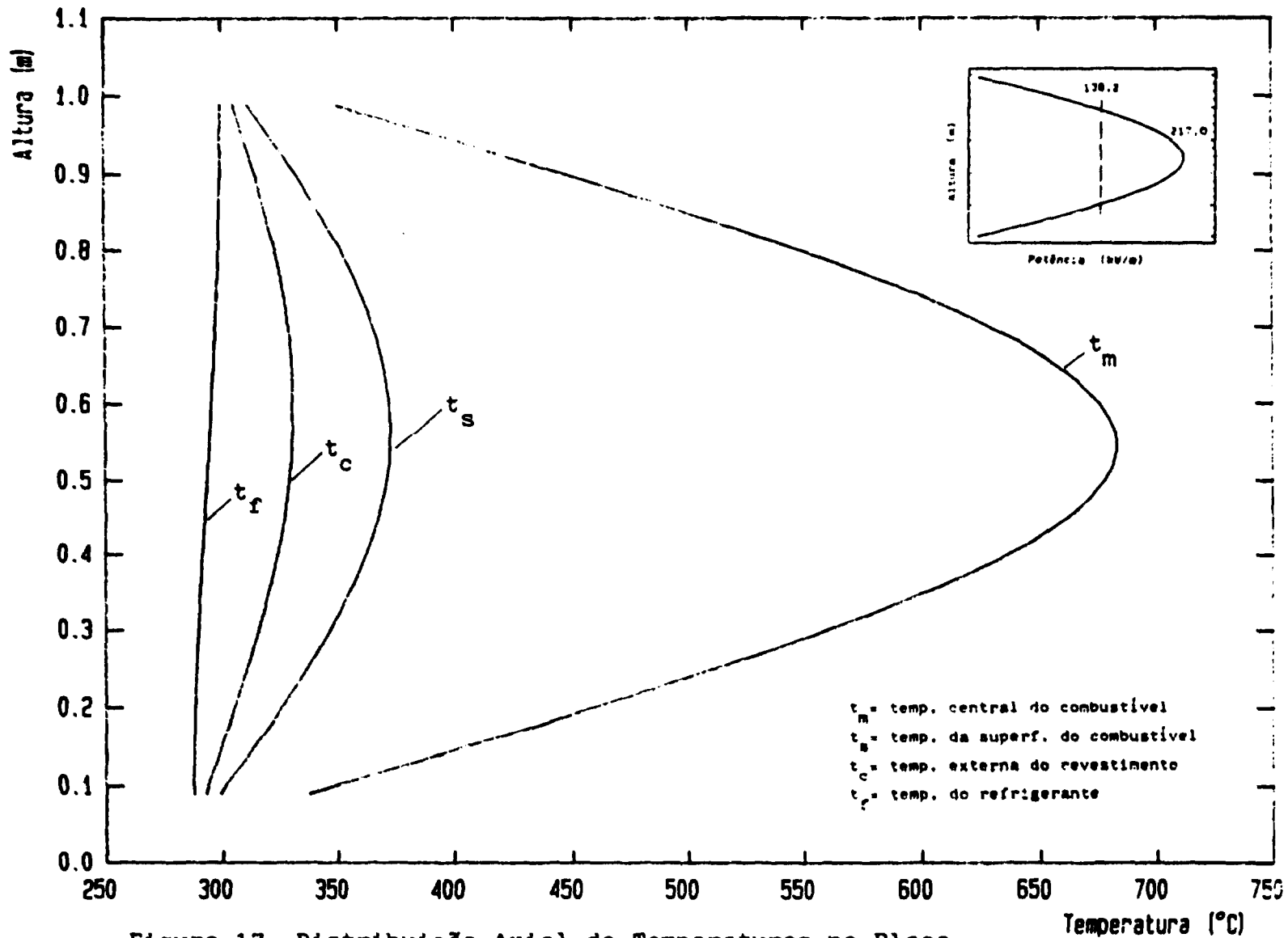


Figura 17- Distribuição Axial de Temperaturas na Placa
 Combustível Caramelo (EC 17 placas; $\bar{q}' = 138,2$ kW/m).

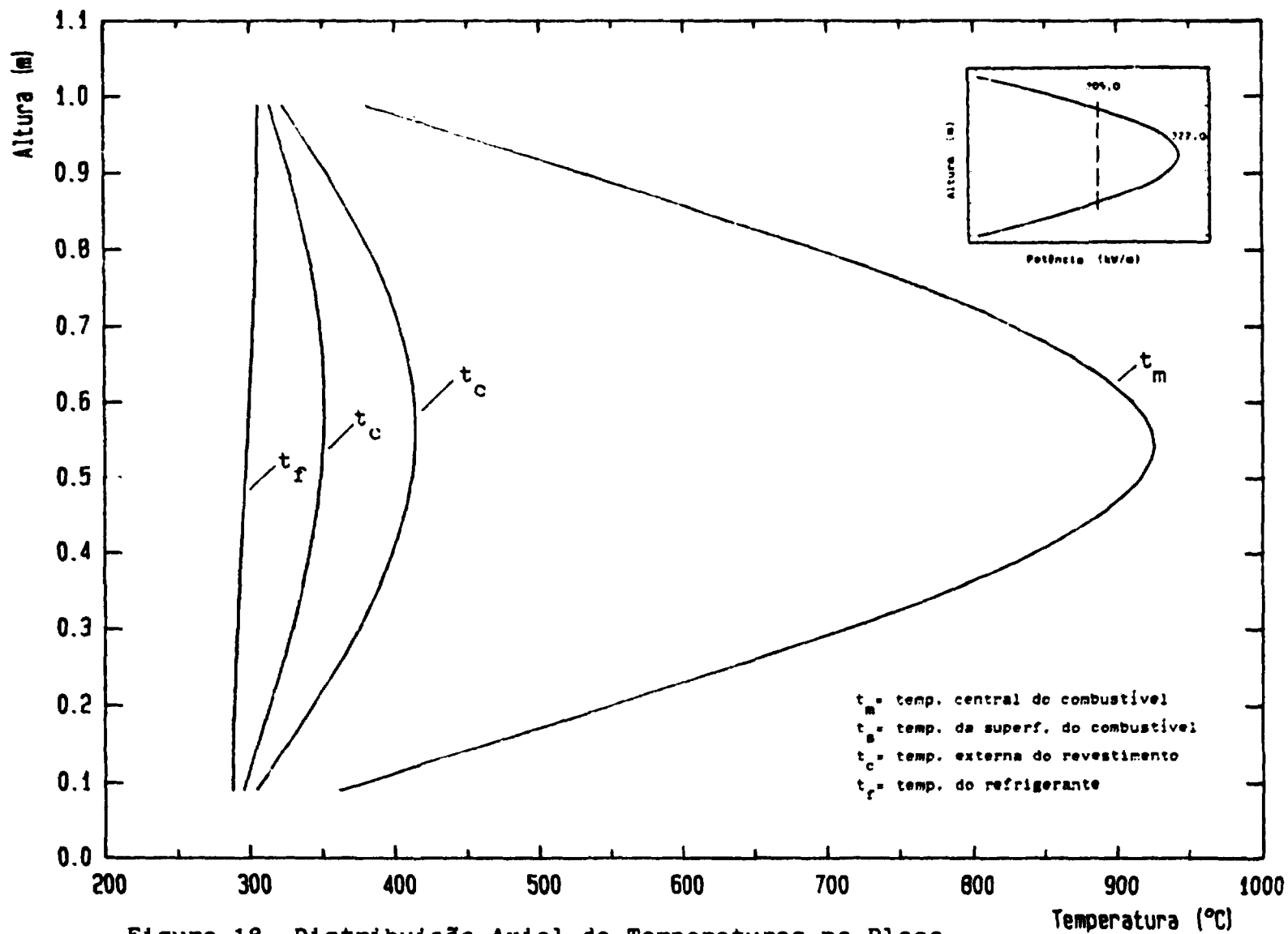


Figura 18- Distribuição Axial de Temperaturas na Placa Combustível Caramelo (EC 17 placas; $q'_{max} = 322,0 \text{ kW/m}$).

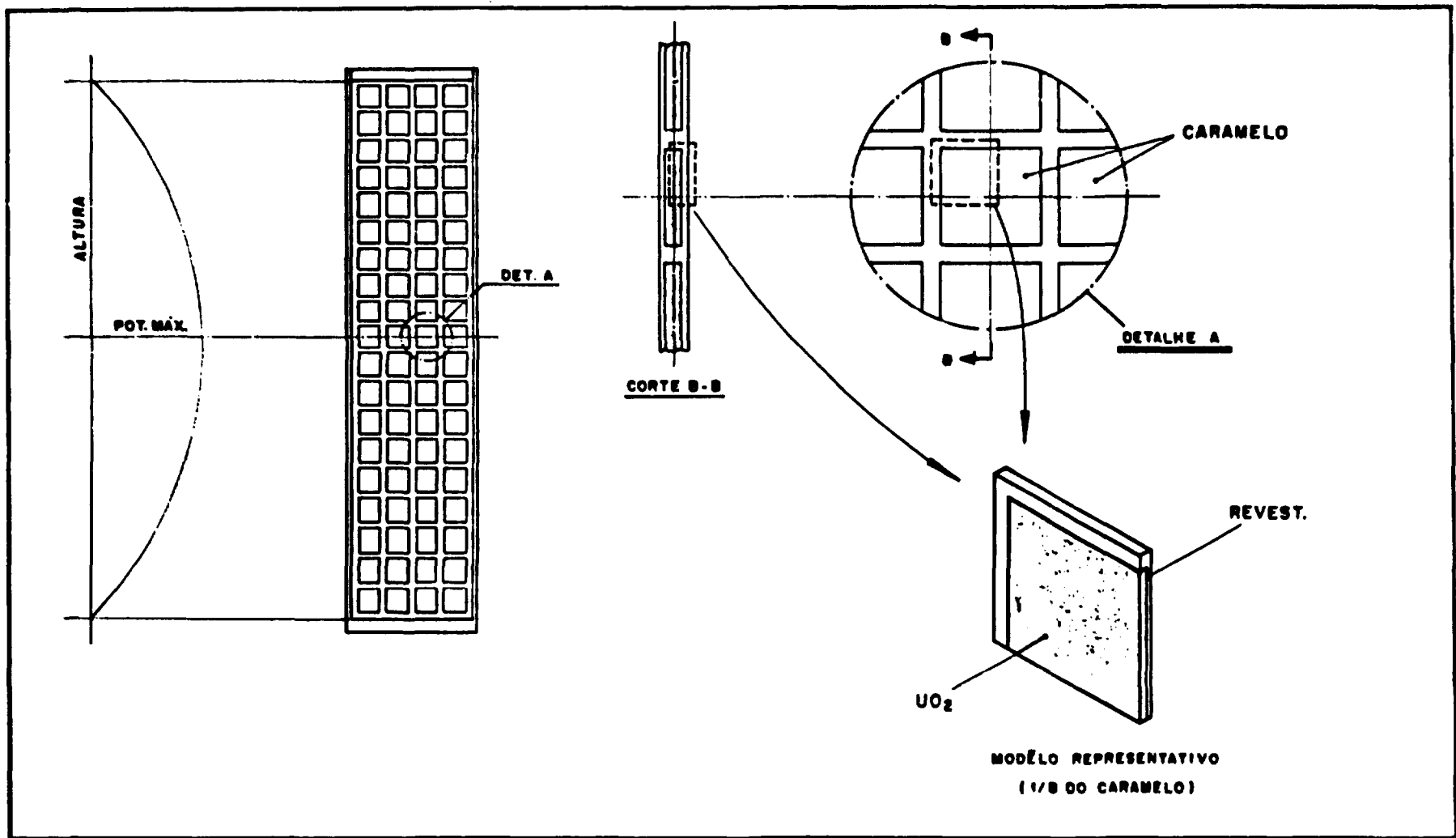
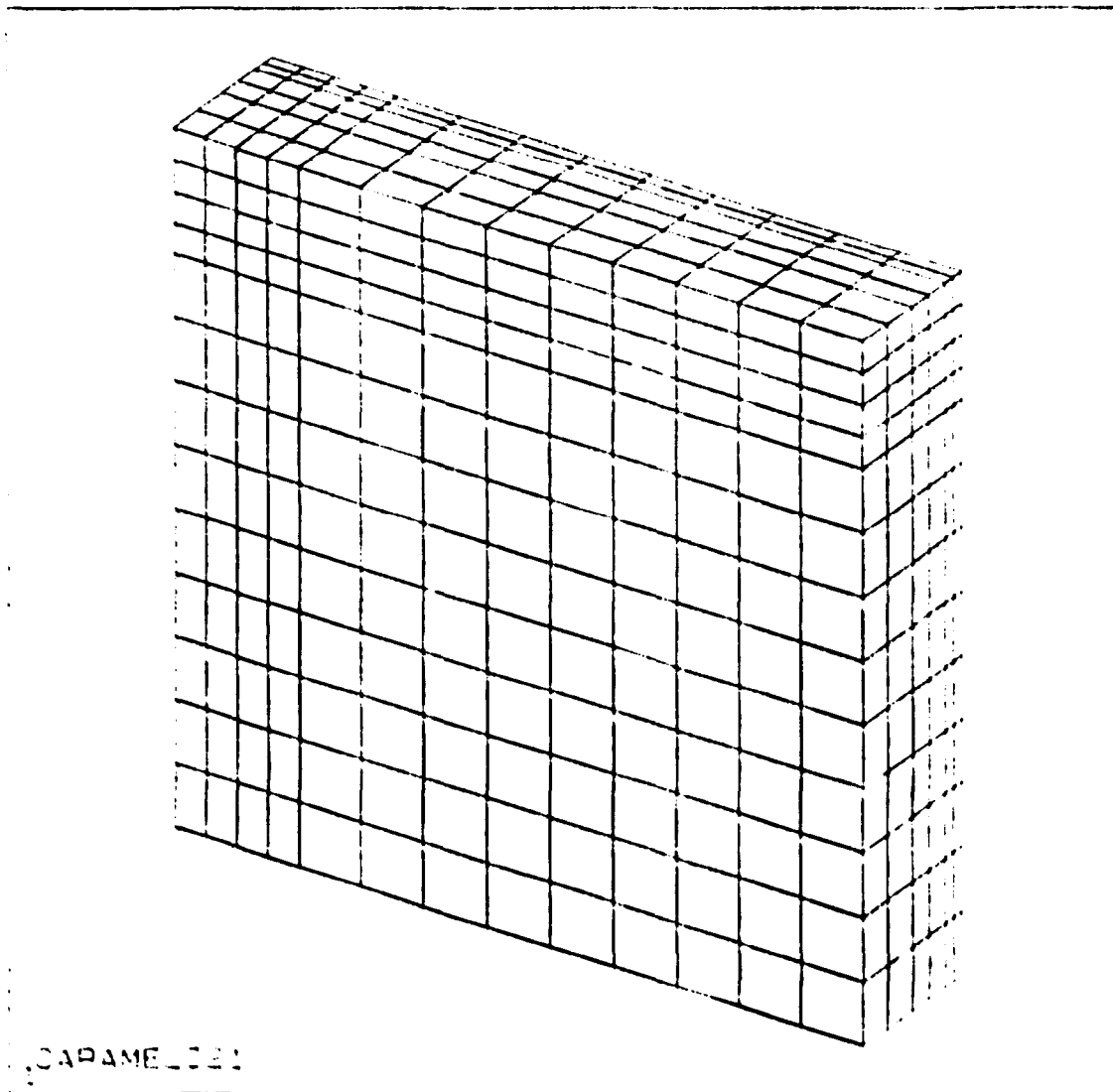


Figura 19- Modelo Representativo do Combustível Caramelo.



ANSYS 4.2B
 JUN 12 1989
 10 40 28
 ***** ELEMENT *****

X1=1.0
 Y1=0
 Z1=0
 * D12=1.0
 * K1=1.0
 * K2=1.0
 * Z1=1.0

Figura 21- Representação do Modelo 1/8 do Caramelo 4,00 mm em Elementos Finitos.

localização destes planos está mostrada na figura 22.

Admitiu-se os planos ABFE e BCGF da figura 22 como paredes adiabáticas, ou seja, sem existência de fluxo líquido de calor entre a célula considerada e suas células vizinhas, devido admitir-se semelhantes distribuições de temperaturas entre estas. Os planos ADHE, DCHG e FGHE são planos de simetria.

As distribuições de temperaturas ao longo da plaqueta de UO_2 e do revestimento, obtidas para os casos de máxima potência linear local da placa, são mostrados nas figuras 23 a 26, para os caramelos de 1,45 e 4,00 mm respectivamente. Estas distribuições de temperaturas estão de acordo com as encontradas na literatura /1/.

Verifica-se através dos resultados obtidos, que mesmo possuindo densidades de potência maiores, os combustíveis tipo caramelo apresentam temperaturas de operação bem menores que aquelas existentes na vareta combustível, devido às menores espessuras envolvidas. Para o ponto de maior potência linear há uma redução da temperatura máxima do combustível de 1814°C na pastilha para 925°C na plaqueta de 4mm e 430°C na plaqueta de 1,45 mm. Estas menores temperaturas no caramelo contribuem para um menor efeito de reatividade negativa (efeito Doppler) comparado à vareta e, certamente, terão efeitos menores sobre os fenômenos de irradiação dependentes de temperatura tais como variação de

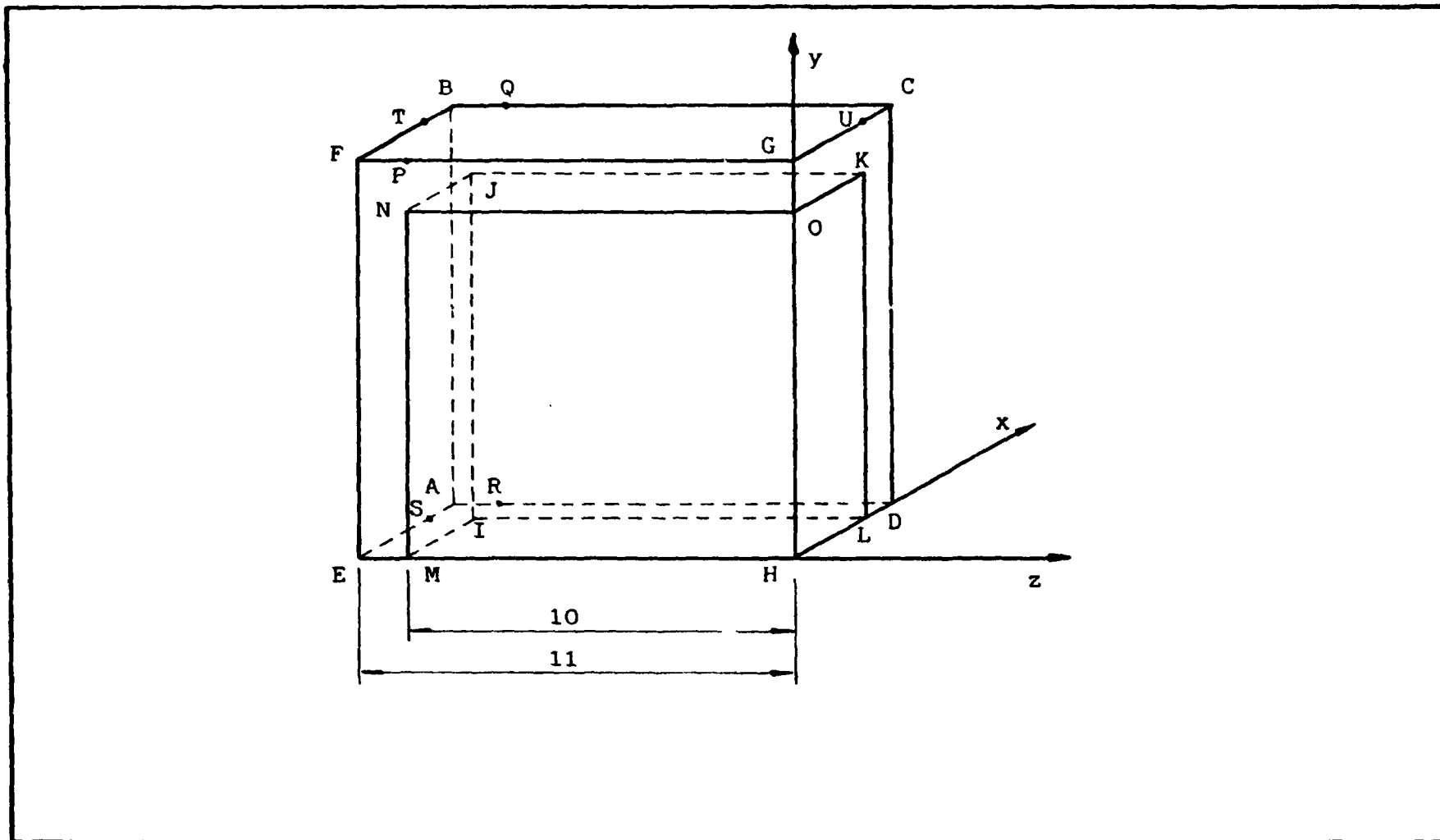
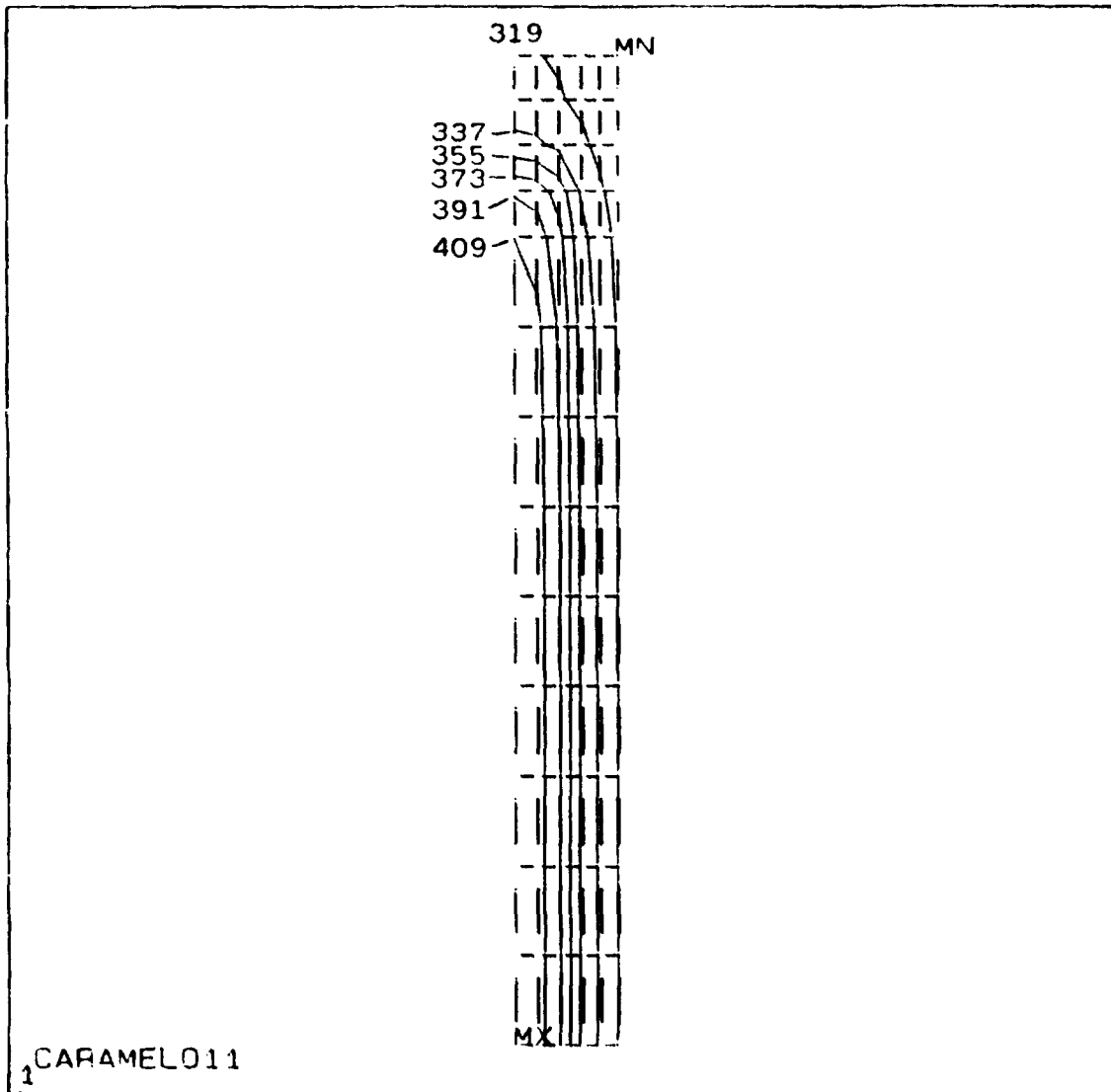


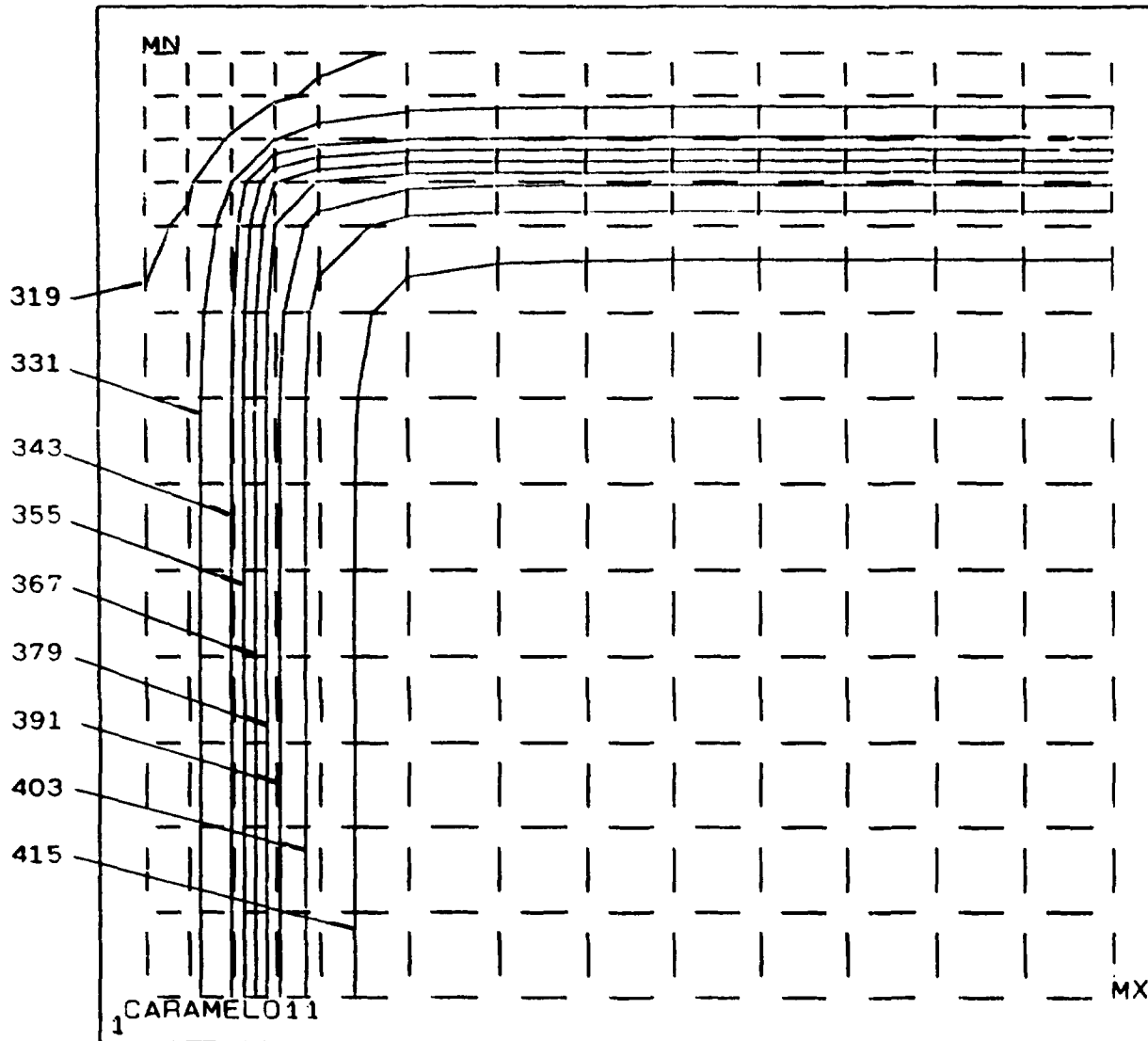
Figura 22- Convenção de Letras Para Localização dos Planos no Modelo 1/8 do Caramelo.



ANSYS 4.2B
 JUN 1 1989
 14.20.20
 POST1 STRESS
 STEP=1
 ITER=10
 TEMP

ZV=1
 DIST=6.05
 * XF=.563
 * YF=5.5
 SECTION
 MX=427
 MN=304
 NCCN=6
 VMIN=320
 VINC=18

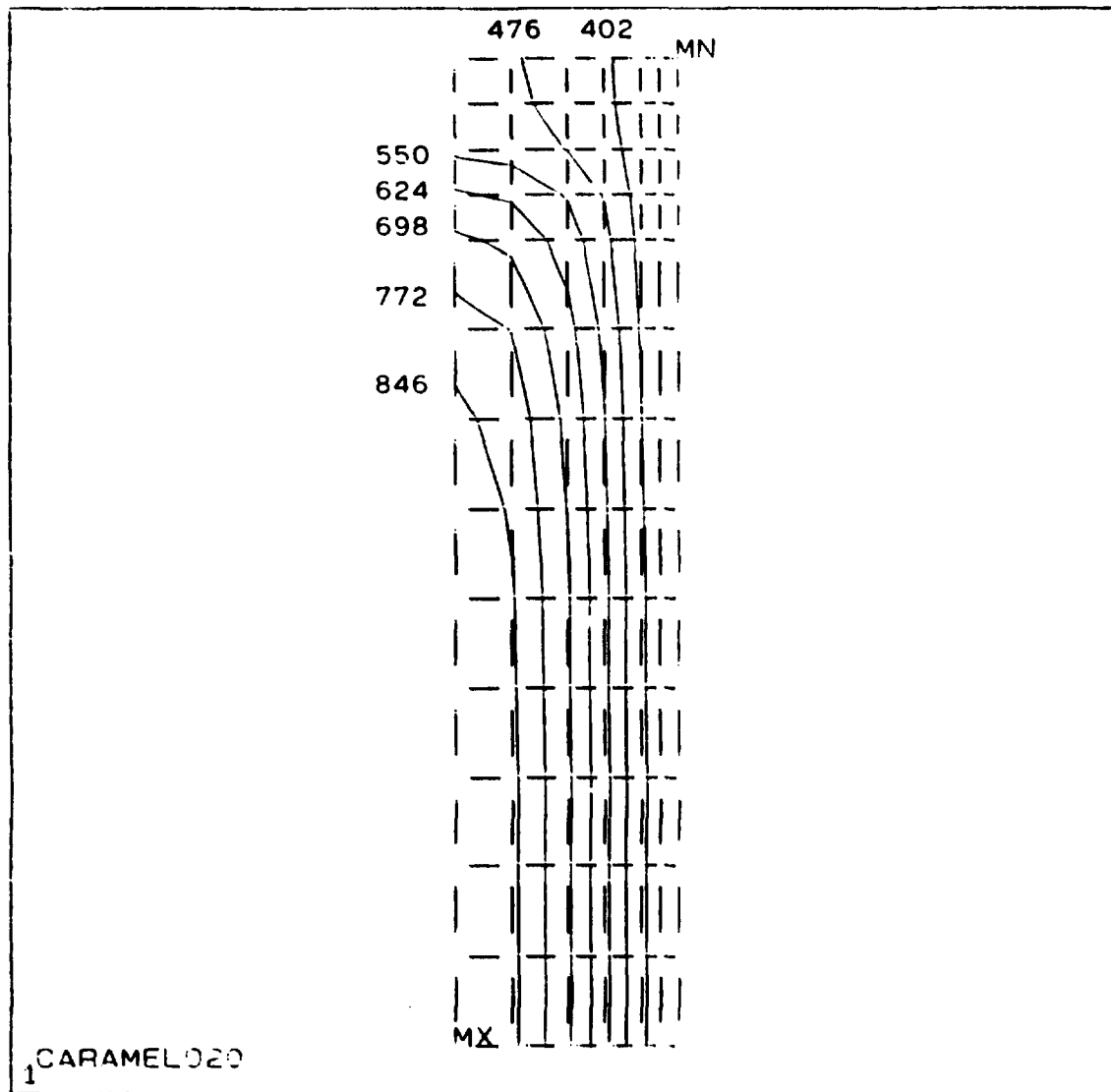
Figura 23- Distribuição de Temperaturas no Caramelo 1,45 mm
 (q' max. local= 161 kW/m; Plano CDHG).



ANSYS 4.28
 JUN 1 1989
 14. 11. 19
 POST1 STRESS
 STEP=1
 ITER=10
 TEMP

XV=-1
 * DIST=6.05
 * YF=5.5
 * ZF=-5.5
 SECTION
 MX=427
 MN=308
 NCON=9
 VMIN=319
 VINC=12

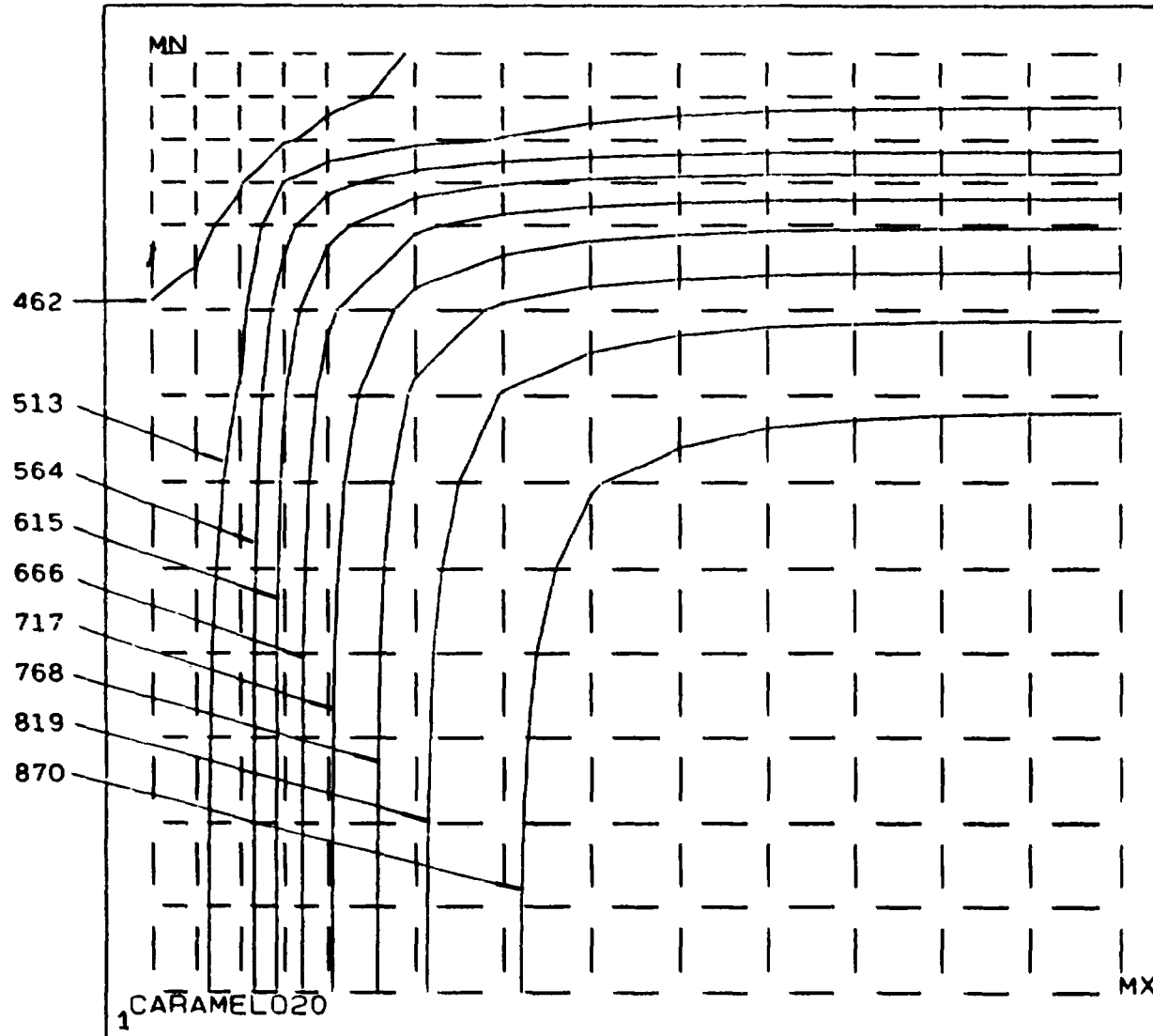
Figura 24- Distribuição de Temperaturas no Caramelo 1,45 mm
 (q' max. local= 161 kW/m; Plano EFGH).



ANSYS 4.2E
 JUN 1 1989
 14.55.55
 POST1 STRESS
 STEP=1
 ITER=10
 TEMP

ZV=1
 DIST=6.05
 * XF=1.2
 * YF=5.5
 SECTION
 MX=918
 MN=330
 NCON=7
 VMIN=402
 VINC=74

Figura 25- Distribuição de Temperaturas no Caramelo 4,00 mm
 (q' max. local= 322 kW/m; Plano CDHG).



ANSYS 4.2B
 JUN 1 1989
 15.03.28
 POST1 STRESS
 STEP=1
 ITER=10
 TEMP

XV=-1
 * DIST=6.05
 * YF=5.5
 * ZF=-5.5
 SECTION
 MX=918
 MN=414
 NCON=9
 VMIN=462
 VINC=51

Figura 26- Distribuição de Temperaturas no Caramelo 4,00 mm
 (q' max. local= 322 kW/m; Plano EFGH).

microestrutura e liberação de gases de fissão.

4.2.2 - Queda de Pressão ao Longo do EC

A queda de pressão através de um elemento combustível consiste de perdas nos bocais inferior e superior, perda de pressão ao longo do feixe de varetas ou conjunto de placas combustíveis e perda de pressão nas grades espaçadoras (no caso do EC com varetas) /26/.

Para os EC's em comparação, verificou-se somente a influência da forma geométrica do elemento na queda de pressão ao longo do comprimento da vareta ou placa combustível, sem considerar as perdas de pressão nos bocais de entrada e saída do elemento combustível.

O efeito de queda de pressão devido à contração e expansão súbitas na entrada e saída do canal de refrigeração, respectivamente, foi considerado somente para o caso do EC tipo placa, devido este não possuir placas distribuidoras de fluxo nos bocais de entrada.

4.2.2.1 - Queda de Pressão Através das Varetas Combustíveis

A perda de pressão ao longo de um canal de refrigeração de um EC tipo vareta pode ser expressa como:

$$\Delta P_{\text{canal}} = \Delta P_{\text{atrito}} + \Delta P_{\text{gr}} \quad (1)$$

onde:

ΔP_{canal} = Perda de pressão ao longo de um canal de refrigeração.

ΔP_{atrito} = Perda de pressão devido ao atrito do refrigerante com as varetas ao longo do canal.

ΔP_{gr} = Perda de pressão devido às grades espaçadoras.

As equações relativas a cada parcela de perda de pressão, bem como os dados utilizados nos cálculos estão apresentados na Apêndice B.

O valor de perda de pressão por metro de coluna ativa do EC com varetas combustíveis obtido foi de 0,46 bar/m.

4.2.2.2 - Perda de Pressão Através das Placas Combustíveis

Tipo Caramelo

A perda de pressão ao longo de um canal de refrigeração de um EC tipo caramelo pode ser expressa como:

$$\Delta P_{\text{canal}} = \Delta P_{\text{en}} + \Delta P_{\text{atrito}} + \Delta P_{\text{ex}} \quad (2)$$

onde:

ΔP_{canal} = Perda de pressão ao longo de um canal de refrigeração.

ΔP_{en} = Perda de pressão na entrada do canal devido a contração súbita.

ΔP_{atrito} = Perda de pressão devido ao atrito do refrigerante com as placas combustíveis ao longo do canal.

ΔP_{ex} = Perda de pressão na saída do canal devido expansão súbita.

Os valores de perda de pressão por metro de comprimento dos EC's tipo caramelo obtidos foram:

(EC 34 placas) $\Delta P = 0,385 \text{ bar/m}$

(EC 17 placas) $\Delta P = 0,253 \text{ bar/m}$

Valores de perda de pressão para várias espessuras de canal de refrigeração (tabela 5) são mostrados na figura 27.

Verifica-se que as quedas de pressão ao longo do canal de refrigeração são menores nos EC's tipo caramelo que no EC tipo vareta. As perdas de carga variam com o número de placas por EC, para cada espessura, como mostrado na figura 27. No caso do EC com 34 placas (menor canal), a queda de

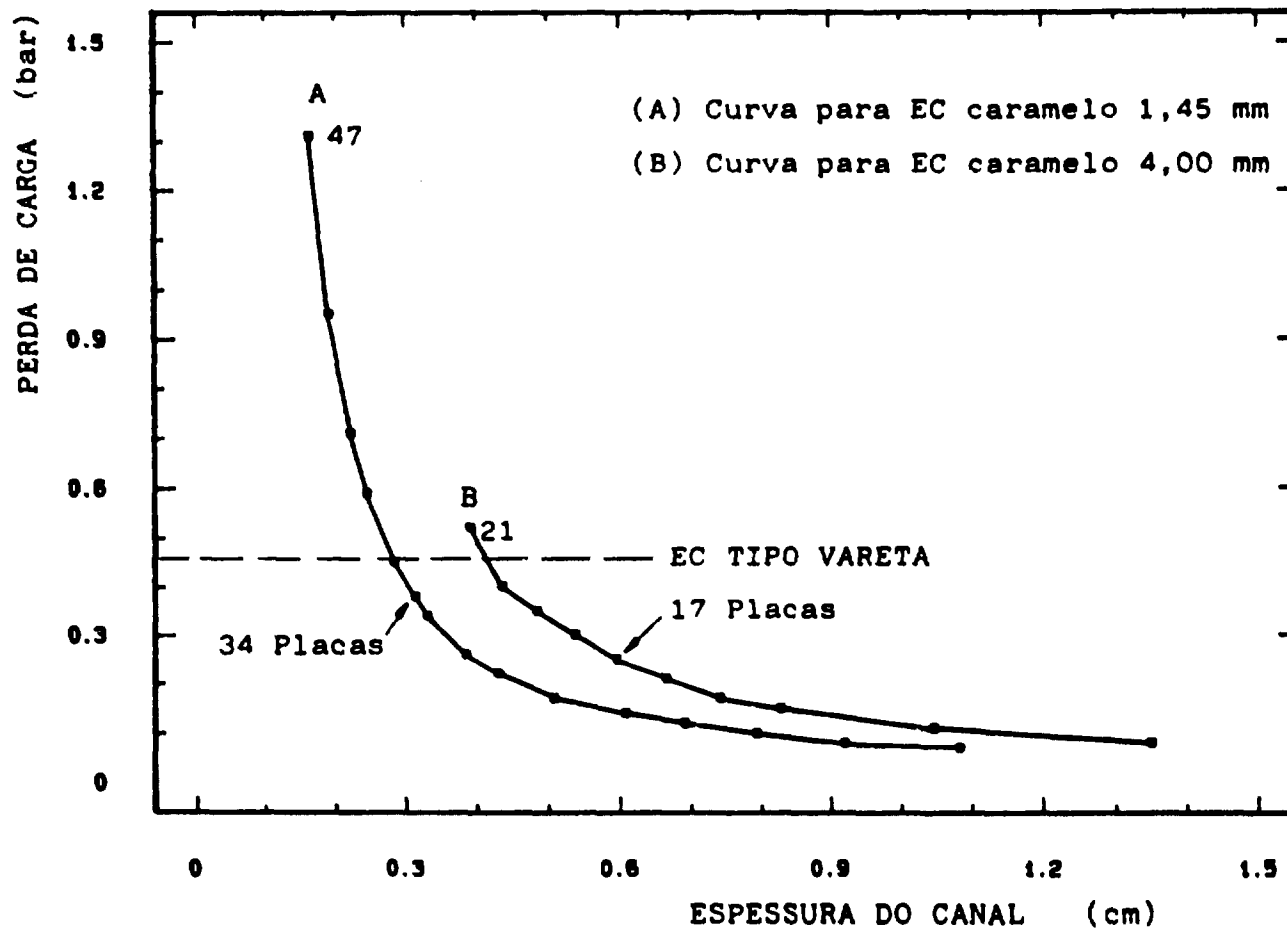


Figura 27- Perda de Pressão ao Longo do Canal de Refrigeração Para Várias Espessuras de Canal.

pressão é maior que no EC com 17 placas (maior canal). Estes fatores indicam uma necessidade de potência de bombeamento menor para EC's tipo caramelo do que EC tipo vareta viabilizando, de forma melhor, operações em circulação natural.

4.2.3 - Velocidade Crítica de Escoamento

A passagem de água através das varetas combustíveis induz vibrações. Estas vibrações não podem gerar deformações nas varetas de modo a prejudicar as dimensões dos canais de refrigeração e criar problemas locais de transferência de calor. O projeto do EC tipo vareta leva isto em conta quando do estabelecimento do número de grades espaçadoras por EC e a força necessária para fixar a vareta na grade dada pela mola de fixação da grade. Para as velocidades de refrigerante existentes num reator tipo Angra, a vibração induzida pelo fluido refrigerante está em níveis pequenos /15/.

No caso das placas combustíveis a passagem do fluido refrigerante também pode causar instabilidades. Sabe-se que existe uma velocidade crítica de escoamento para um dado conjunto de placas. Nesta velocidade as placas tornam-se instáveis e grandes deflexões podem ocorrer. Estas deflexões podem causar um superaquecimento localizado das placas combustíveis e possivelmente um completo bloqueio do

escoamento do refrigerante.

Para efeito de projeto é recomendado /8/ que a velocidade do refrigerante seja limitada a 2/3 da velocidade crítica.

Miller /8/ desenvolveu uma formulação para o cálculo da velocidade crítica. Esta é apresentada no apêndice B. Os dados utilizados nos cálculos são relativos às tabelas 4 e 5.

Uma vez que as plaquetas de UO_2 não estão metalurgicamente ligadas à grelha interna e ao revestimento, pode-se considerar que os esforços de tração sejam suportados somente pela grelha interna e pelo revestimento de zircaloy.

Os valores de velocidade crítica obtidos e as velocidades existentes para cada EC tipo caramelo são apresentados abaixo:

	Velocidade Crítica (m/s)	Velocidade Existente (m/s)
EC 34 placas	19,7	5,65
EC 17 placas	64,2	5,93

Verifica-se que as velocidades existentes nos EC's tipo caramelo estão bem abaixo dos valores limites e, portanto, adequados para uso sob este aspecto.

4.2.4 - Fluxo de Calor Crítico

A possibilidade de ocorrência de crise de ebulição ("boiling crisis") em escoamento subresfriado ou DNB("departure from nucleate boiling") é de fundamental importância no projeto de reatores refrigerados a água pressurizada. O fluxo de calor característico dessa situação é geralmente denominado fluxo de calor crítico e se acha associado a uma sensível deteriorização local na capacidade de transferência de calor, via coeficiente de transferência de calor. É um processo complexo, dependente das condições de escoamento, levando a utilização de correlações experimentais para determinação do fluxo de calor crítico.

Para o presente trabalho utilizou-se a correlação desenvolvida por Jens e Lottes ("ANL - Argonne National Laboratory") /29/ para o cálculo do fluxo de calor crítico ao longo dos EC's com varetas e tipo caramelo. Para o EC tipo caramelo é utilizada, também, a título de comparação de resultados, a correlação desenvolvida por Labuntsov /8/.

Estas correlações bem como as constantes e valores utilizadas são apresentadas no Apêndice B.

Os valores para fluxo de calor crítico ao longo dos canais de refrigeração obtidos para a vareta combustível e para as placas combustíveis tipo caramelo, bem como os fluxos de calor existentes são mostrados nas figuras 28 e 29

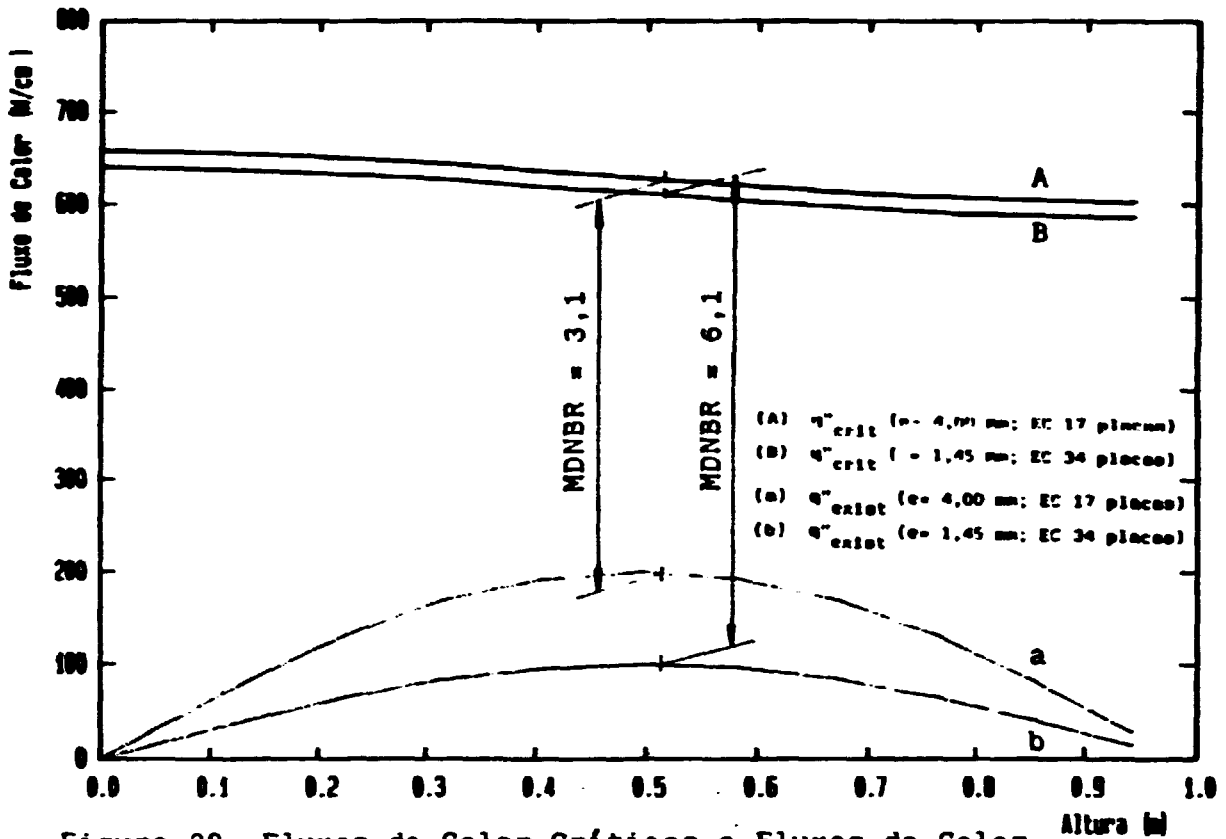


Figura 28- Fluxos de Calor Críticos e Fluxos de Calor Existentes ao Longo dos EC's Caramelo

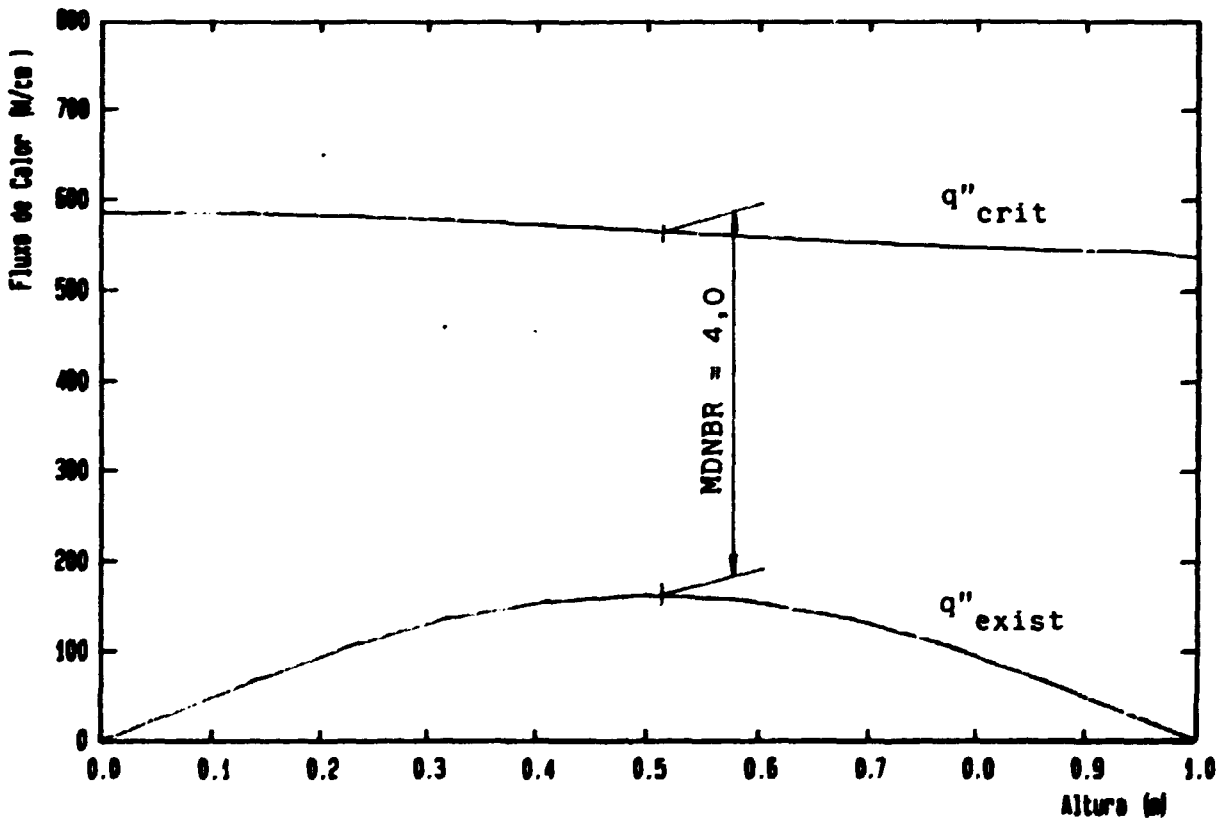


Figura 29- Fluxos de Calor Críticos e Fluxos de Calor

respectivamente.

Verifica-se que os valores de fluxo de calor críticos obtidos são bem superiores aos fluxos de calor existentes, mesmo no ponto axial de maior potência do combustível. Este fato ocorre devido a ter-se mantido para os EC's a mesma vazão de refrigerante existente no reator referência Angra-I. Isto fez com que o ganho de temperatura ao longo do núcleo em estudo (1 m) fosse pequeno e também que os fluxos de calor críticos para esta vazão se apresentassem altos, com valores grandes de DNBR.

A tabela 10 apresenta de forma resumida as principais características e resultados obtidos nas verificações termo-hidráulicas efetuadas para os EC's em comparação. Os valores apresentados nesta tabela foram obtidos para condição de dimensões do núcleo, potência e vazão idênticas.

Não foi feita uma otimização dos EC's tipo caramelo, simplesmente foram comparadas as principais características termo-hidráulicas e de materiais existentes nos dois tipos de EC. Os principais aspectos comparativos observados são:

- 1) Utilização de uma menor quantidade de combustível nos EC's tipo caramelo, podendo se obter economias de 20 % em peso de UO_2 no caso de utilização de caramelo de 4,00 mm e 42 % no caso do caramelo de 1,45 mm, em relação à quantidade de UO_2

do EC com varetas. Isto indica maior potência específica dos EC's tipo caramelo.

2) Os EC's tipo caramelo apresentam maiores densidade de potência que o EC com varetas. O EC com 34 placas apresenta margem termo-hidráulica (DNBR) superior aos casos do EC com 17 placas e EC com varetas. Isto indica a possibilidade de retirada de maiores potências desse núcleo, ou mesmo, a possibilidade de diminuição do volume deste, tornando o reator mais compacto. O caso do EC caramelo com 17 placas, apresenta um valor de DNBR menor do que no caso do EC com varetas, porém, devido o fato de apresentar menor perda de carga que este, permitiria, através do aumento da vazão do refrigerante, aumentar estas margens termo-hidráulicas a valores superiores ao do EC com varetas.

4.3 - Análise Termo-Mecânica

O propósito desta análise foi o conhecimento dos níveis de tensões existentes nos revestimentos dos EC's tipo vareta e tipo caramelo. Foram verificadas as tensões devidas aos carregamentos de pressão externa do refrigerante, pressão interna, aos gradientes térmicos no revestimento e às restrições de expansões térmicas diferenciais entre o revestimento e o combustível.

4.3.1 - Análise de Tensões na Vareta Combustível

Para a obtenção de resultados de tensões no revestimento ao longo da queima, é utilizado o programa FRAPCON-1 /17/. O FRAPCON-1 analisa o desempenho da vareta combustível em operação normal, simulando os vários fenômenos desenvolvidos durante a irradiação da vareta. Este fornece, para vários nós axiais ao longo da altura da vareta, e para intervalos de tempo determinados, o gradiente térmico na pastilha e no revestimento, a liberação de gases de fissão, as variações dimensionais radiais da pastilha e do revestimento, tensões circunferenciais e axiais no revestimento, e a variação da pressão interna total da vareta entre outros resultados.

O programa fornece como resultado de tensões no revestimento apenas as tensões devido aos carregamentos de pressão interna e externa e da imposição de deformação da pastilha quando esta existir. As tensões devido ao gradiente de temperaturas no revestimento não são obtidas no programa. A influência deste carregamento nas tensões geradas no revestimento foi verificada em uma formulação a parte apresentada no Apêndice C. Os dados de temperatura necessários para estes cálculos foram obtidos através das simulações do próprio programa FRAPCON. As potências consideradas para a vareta foram os casos representativos de

TABELA COMPARATIVA

Tipo de Elemento Combustível	EC Contendo Vareta Cilíndricas	EC Placas do Tipo Caramelo	
		2EC/CONJ	2EC/CONJ
Características			
Número de varetas ou placas	235 varetas (16x16)	(2x17 placas)	(2x34 placas)
Forma do combustível	pastilha cilíndric	plaqueta	plaqueta
Dimensão do combustível (mm)	8,19 (diam.)	20x20x4	20x20x1,45
Quantidade UO ₂ por metro EC (kg/m)	127,5	102,1	74,0
Área de transf. de calor (cm ²)	7,014	48960	97920
Área transf. calor/ quant. comb. (cm /kgUO ₂)	550	480	1320
Potência espec. (MW/ton U)	37,61	47,55	65,59
Potência linear (KW/cm) (q') média/max	180/420	1382/3220	691/1610
Fluxo de calor (W/cm ²) (q"max existente)	140,73	201,25	100,62
Dens. de potência (W/cm ³) (q") média/max	342,00/796,86	432,00/1006,25	596/1388
Veloc. do refrig. no canal (m/s) (p/mesma vazão total)	4,81	5,93	5,65
Perda de carga por metro EC (bar)	0,46 (3 grades)	0,253	0,385
Fluxo crit. de calor (W/cm ²) (q" c) = (DNB)	566	629	612
MDNBR (q" c/q" max exist.)	4,0	3,1	6,1

TABELA 10 - Quadro Demonstrativo de Dados e Resultados Termo-Hidráulicos Obtidos para os EC's em Comparação

potência média e máxima do reator de referência, Angra I, com distribuição axial cossenoidal.

Verificou-se que uma efetiva interação pastilha-revestimento (contato duro), com imposição de deformação ao revestimento pelo combustível, ocorre após 7000 horas de operação (correspondentes a 26000 MWD/ton U), para o caso de potência linear máxima local de 42,0 KW/m, ocasião em que as tensões circunferenciais existentes no revestimento deixam de ser de compressão e passam a ser de tração. Para o caso de potência média, não ocorre contato até 23.000 horas (correspondentes à queima de 57.000 MWD/ton U). Neste caso, a mudança dos níveis de tensão circunferencial de compressão para tração ocorre num tempo superior a 25.000 horas (62.000 MWD/ton U).

Os resultados de tensões são obtidos, para os dois casos de potência, tanto no período inicial de operação como após uma queima de 35.000 MWD/ton U. O intuito desta análise não é de dimensionamento da vareta, uma vez que esta já existe e opera no reator de referência, e sim, de verificação dos níveis de tensão existentes nesta, para a distribuição de potência imposta e que está servindo de base para comparação.

As tensões no revestimento obtidas são:

	Caso	Máxima Tensão Equivalente (MPa)
Início de Operação	Potência Média	77,55
	Pico de Potência	88,04
35.000 MWD/ton U	Potência Média	75,87
	Pico de Potência	46,10

As máximas tensões atuantes no início de vida (tensões circunferenciais) são de compressão enquanto que, após a queima de 35.000 MWD/ton U para o caso de pico de potência, estas tensões são de tração.

Os valores máximos de tensão equivalentes obtidos, estão abaixo da tensão de escoamento na temperatura de operação.

4.3.2 - Análise de Tensões no Combustível Tipo Caramelo

Para o conhecimento dos níveis de tensões existentes no combustível caramelo, foi feita uma modelagem em elementos finitos utilizando-se o programa ANSYS. Os carregamentos considerados são: a pressão externa do refrigerante na superfície externa das placas de revestimento, gradientes térmicos no revestimento e expansões térmicas diferenciais existentes entre o revestimento e a plaqueta combustível.

Os modelos em elementos finitos utilizados são os mostrados nas figuras 20 e 21 e as distribuições de temperaturas utilizadas como carregamento térmico para as

A placa combustível tipo caramelo, devido à sua forma geométrica plana, atua como um combustível colapsado, isto é, com permanente contato entre revestimento e plaqueta, uma vez que a deformada para a resultante de pressões interna e externa impõe este contato. Isto foi verificado através da simulação de um caso considerando a ação da pressão externa do refrigerante sobre o revestimento somente, sem a plaqueta combustível interna. As deformações obtidas mostram que nesta condição os dois revestimentos se colapsam, ou seja, se encostam um ao outro. Estas deformações levaram a altíssimas tensões no revestimento. Esta não é, no entanto, uma situação normal de operação do combustível, porém indica o efeito de colapso do combustível devido a ação da pressão externa do refrigerante.

A condição de combustível colapsado é mantida até uma queima de 35.000 MWD/ton U, para as duas espessuras de caramelo, tanto aqueles submetidos a um nível de potência média como ao pico de potência. Para queimas superiores a este valor, conforme será visto na seção 4.4, a pressão interna do compartimento, devido ao acúmulo dos gases de fissão liberados, ultrapassa a pressão externa do refrigerante. Isto pode levar a um progressivo inchamento do compartimento estanque e à obstrução do canal de refrigeração.

Foram verificadas, para as duas espessuras de

plaqueta, as expansões térmicas da plaqueta combustível, sem considerar o revestimento e sem o efeito de pressão externa, para as temperaturas de operação, nos casos de pico de potência. As figuras 30 e 31 mostram as formas obtidas para as plaquetas, bem como os valores de deslocamentos devido à expansão térmica.

Foram verificados os níveis de tensões no revestimento, para início de operação e após uma queima de 35.000 MWD/ton U, devido aos carregamentos de pressão externa, aos gradientes térmicos existentes e às restrições de expansões térmicas diferenciais. Foram considerados, nestas análises, dois casos limites para escorregamento devido a expansão térmica diferencial na interface combustível-revestimento: (a) coeficiente de atrito infinito, através da utilização conjunta dos mesmos nós para os elementos do revestimento e do combustível na interface. (b) um coeficiente de atrito nulo, através da utilização de "elementos de contato" entre os elementos do combustível e do revestimento. Para o caso real, o coeficiente de atrito situa-se entre estes dois limites. É suposto que as tensões existentes no caso real também se situem entre os valores obtidos para estes dois casos.

Através dos resultados fornecidos pelo ANSYS, para estes casos, foram pesquisados os pontos do revestimento que apresentaram as maiores tensões, tendo sido obtidas as

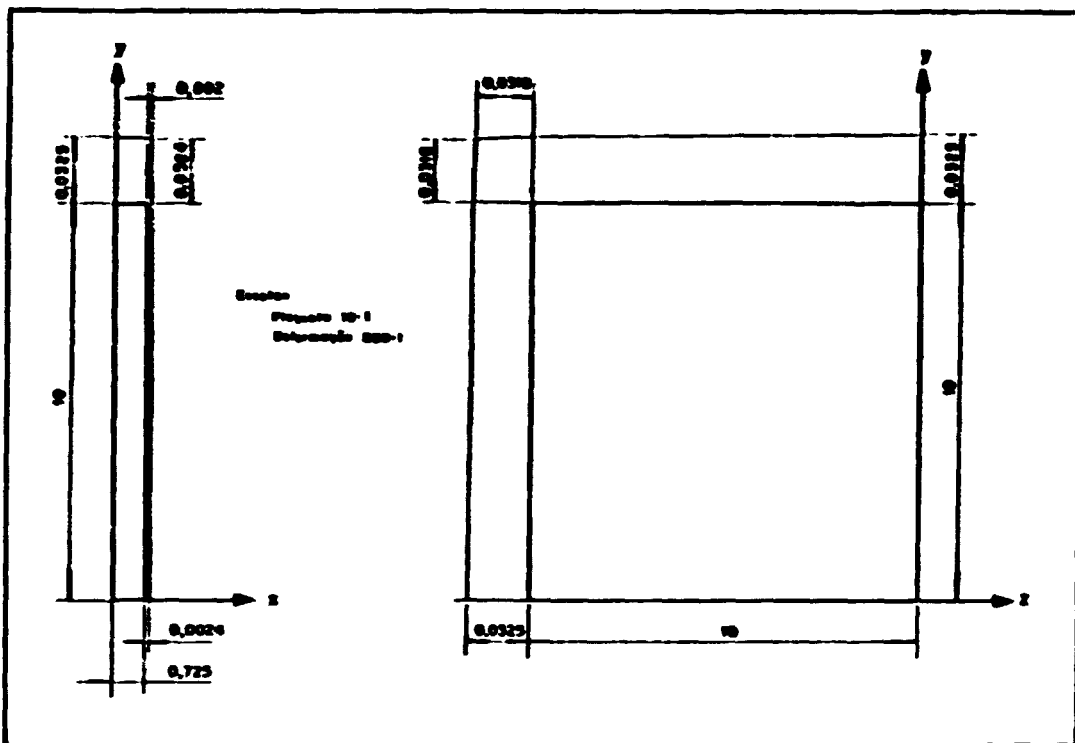


Figura 30- Expansão Térmica da Plaqueta de UO_2 de 1,45 mm.

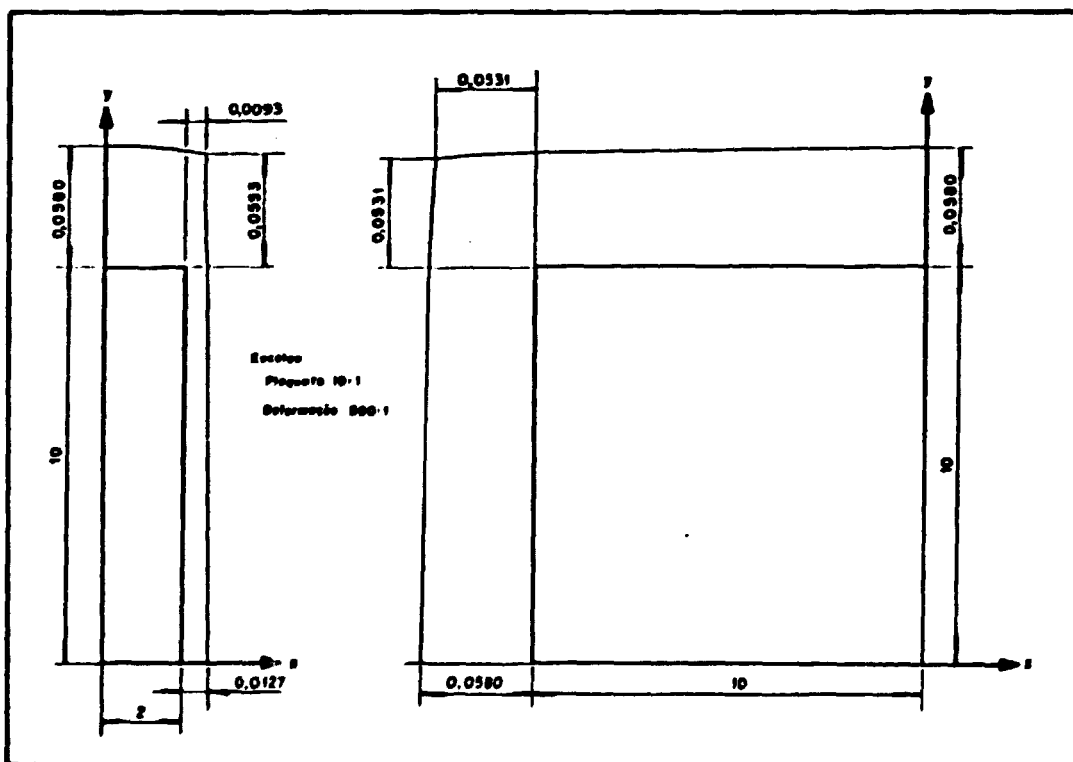
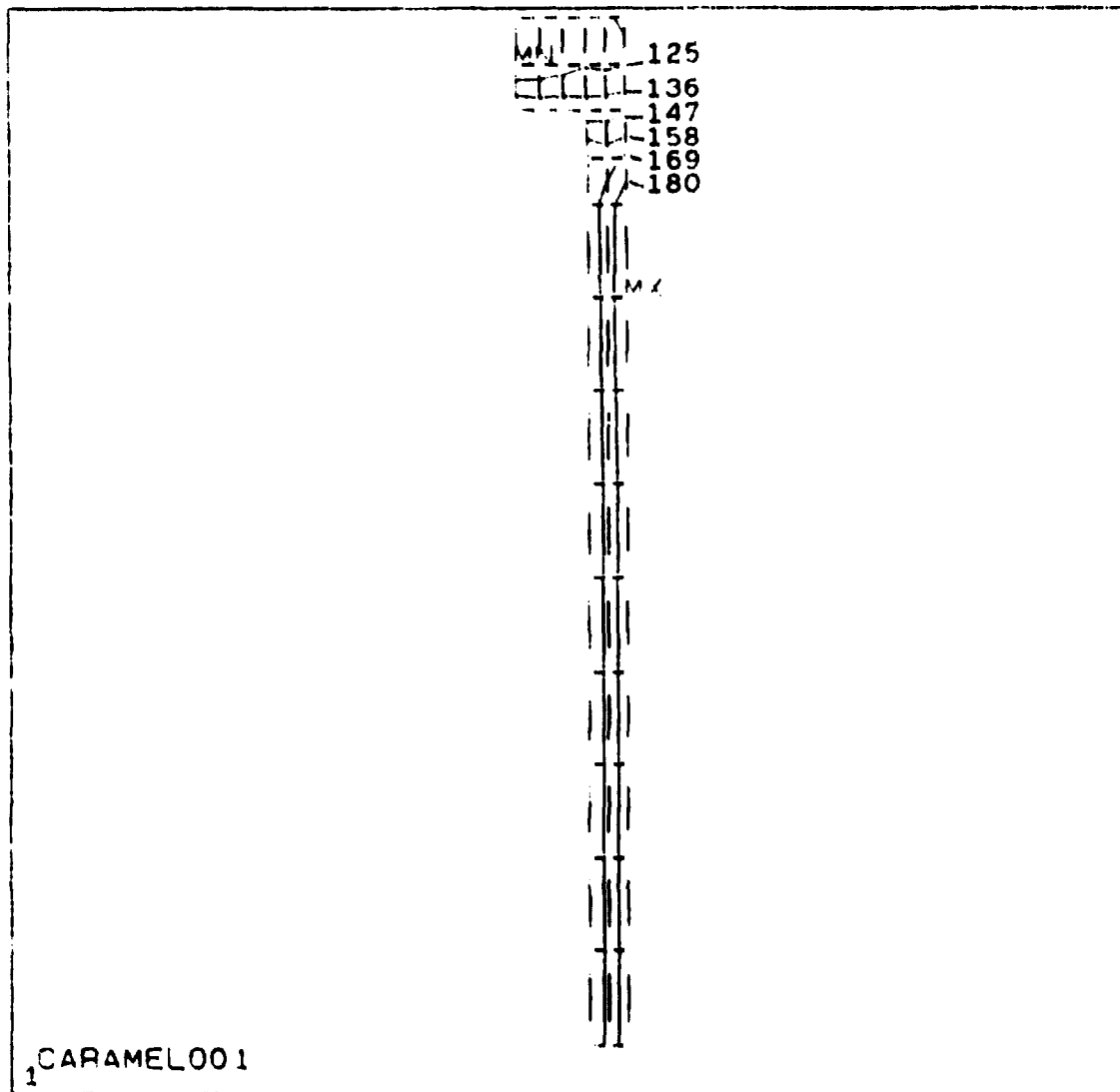


Figura 31- Expansão Térmica da Plaqueta de UO_2 de 4,00 mm.

distribuições de tensões nestes locais. As figuras 32 e 33 assim como 34 e 35 indicam as distribuições de tensões para o caramelo 1,45 mm e 4,00 mm respectivamente, para os casos de potência linear máxima local, utilizando coeficiente de atrito infinito. As figuras 36 e 37 assim como 38 e 39 indicam as distribuições obtidas utilizando coeficiente de atrito nulo.

Para os resultados de tensões obtidos com a primeira condição de atrito (atrito infinito), verifica-se que as tensões resultantes aparecem distribuídas ao longo do revestimento. Já para os casos obtidos com a condição de atrito nulo, verifica-se que, devido a haver escorregamento na interface combustível-revestimento, as maiores tensões se apresentam concentradas nos cantos internos do revestimento, devido a interação localizada do canto vivo do combustível com o canto do revestimento. Os níveis de tensões no revestimento do caramelo de 4 mm são superiores aos do caramelo de 1,45 mm. Isto pode ser explicado devido possuir as mesmas espessuras de revestimento e de moldura que as consideradas para o caramelo de 1,45 mm, estando estes no entanto, submetidos a maiores carregamentos devido a expansões térmicas diferenciais (maiores temperaturas de operação, e maiores dimensões do caramelo de 4 mm).

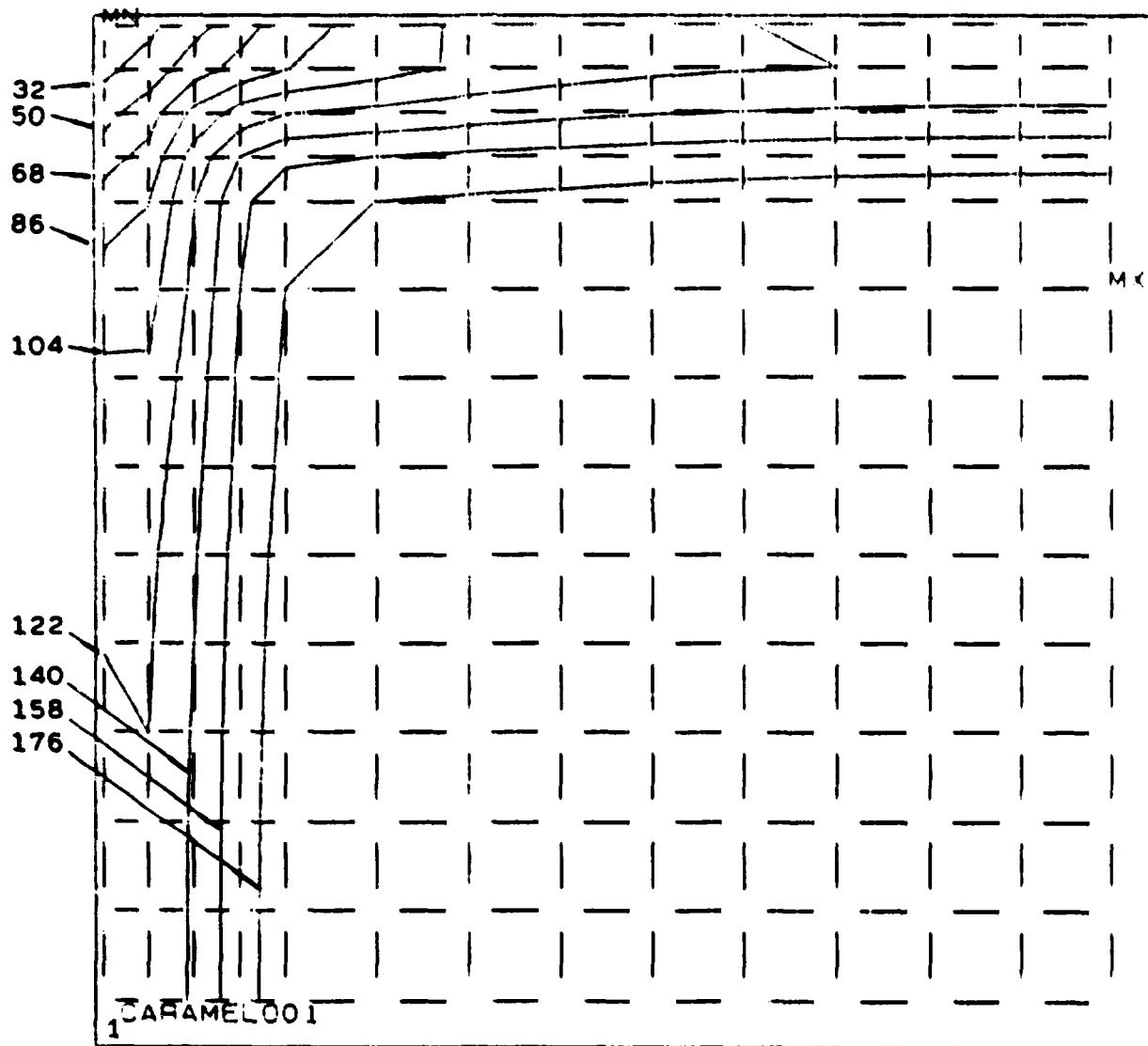


```

ANSYS  4.2E
JUN 16 1989
15.05.29
POST1  STRESS
STEP=1
STEP=1
SIZE
ZV=1
← DIST=5.05
← XF=563
* YF=5.5
SECTION
MX=190
MV=1.15
NCCN=5
/VMIN=125
/INCP=11

```

Figura 32- Distribuição de Tensões no Caramelo 1,45 mm
($q'_{\text{max.local}} = 161 \text{ kW/m}$; Plano CDHG; Cond. Atrito Infinito).



ANSYS 4.2B
 JUN 16 1989
 15:15:41
 POST1: STRESS
 STEP=1
 SUBSTEP=1
 STRESS

KEY=1
 * ETO=8.05
 * KP=1.10
 * KP=5.5
 * ZP=5.0
 SECTION
 MX=187
 MY=18.7
 NCON=9
 VMIN=32
 VINC=18

Figura 33- Distribuição de Tensões no Caramelo 1,45 mm
 ($q'_{max. local} = 161 \text{ kW/m}$; Plano EFGII; Cond. Atrito Infinito).

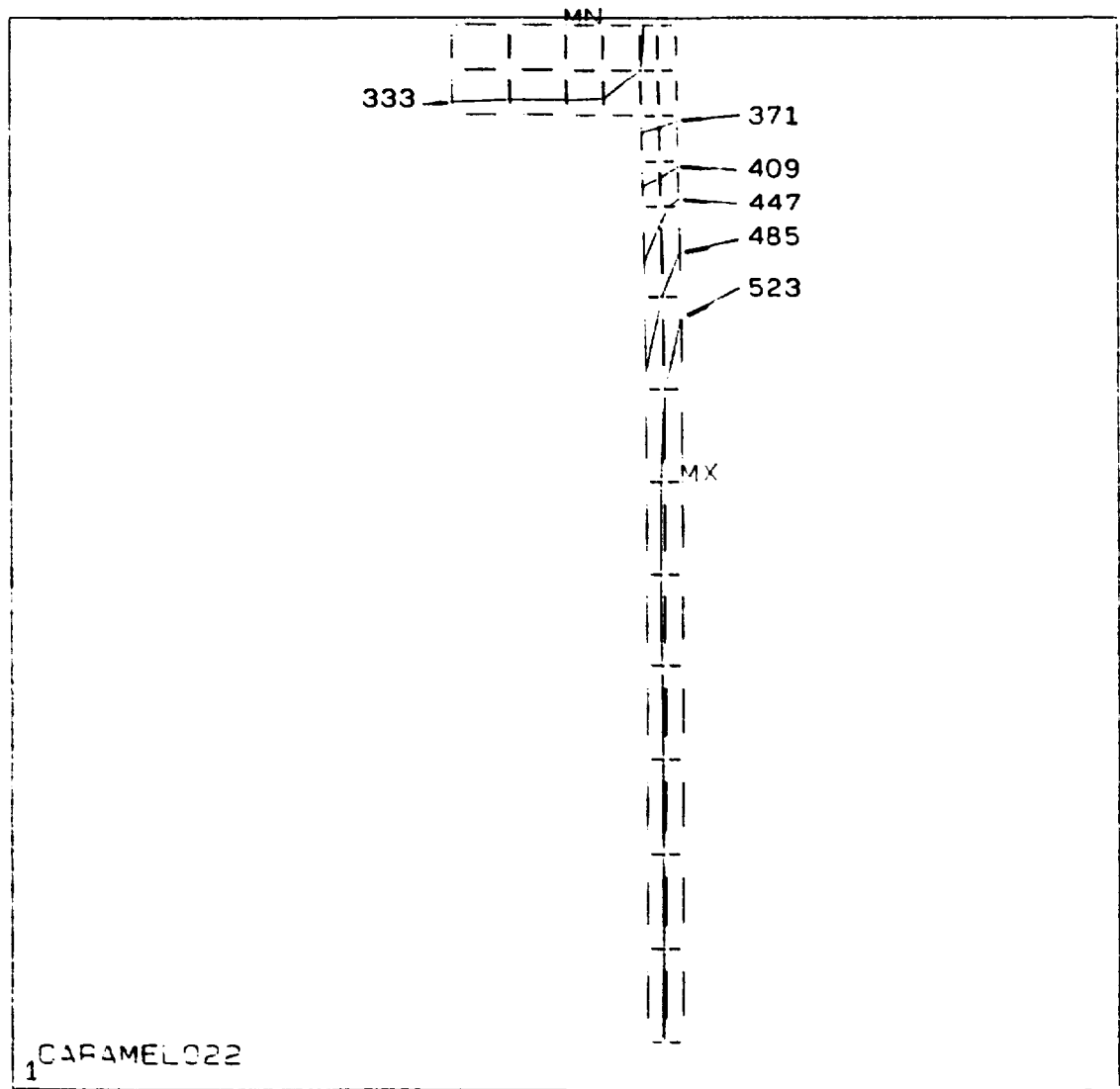
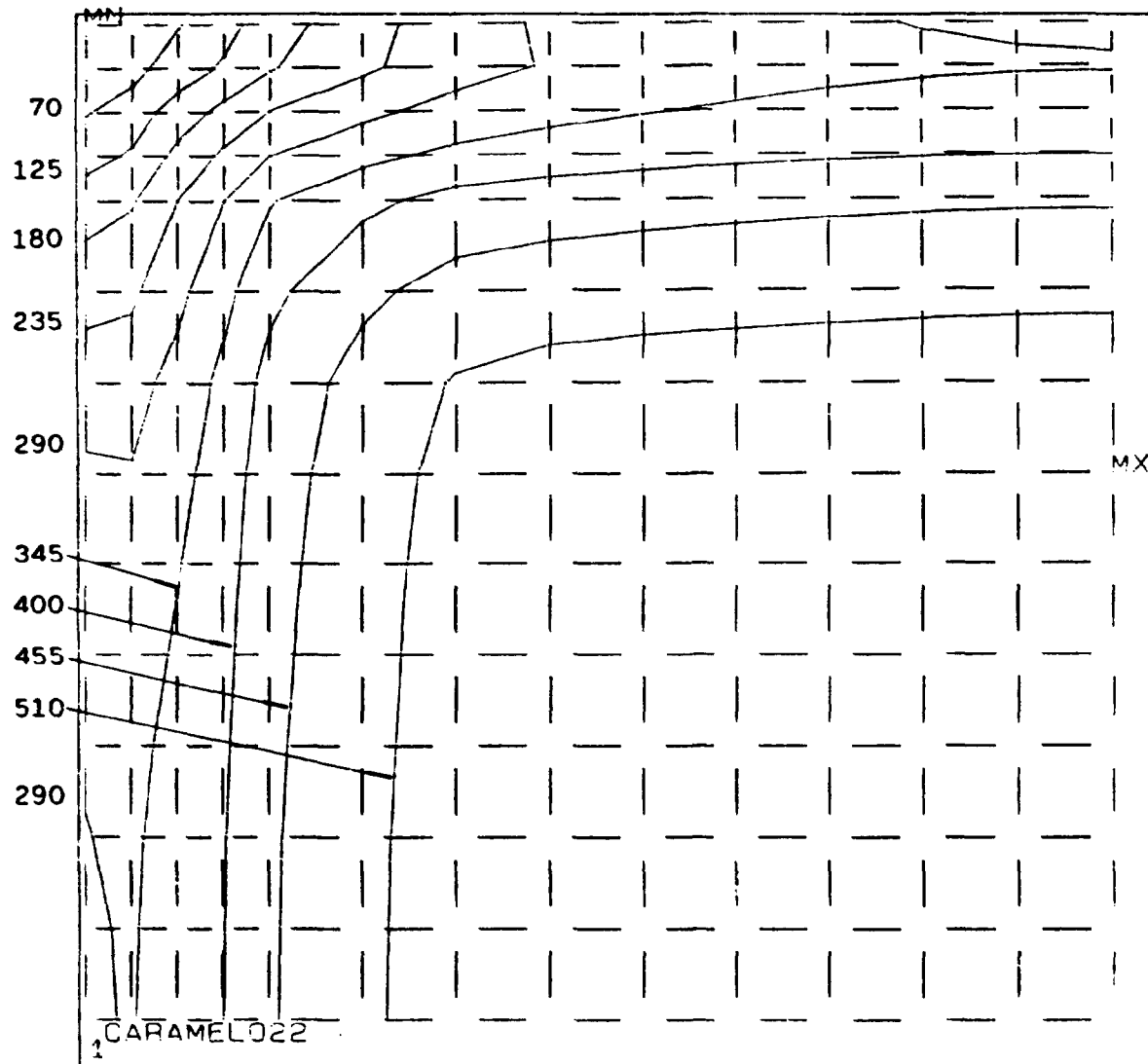


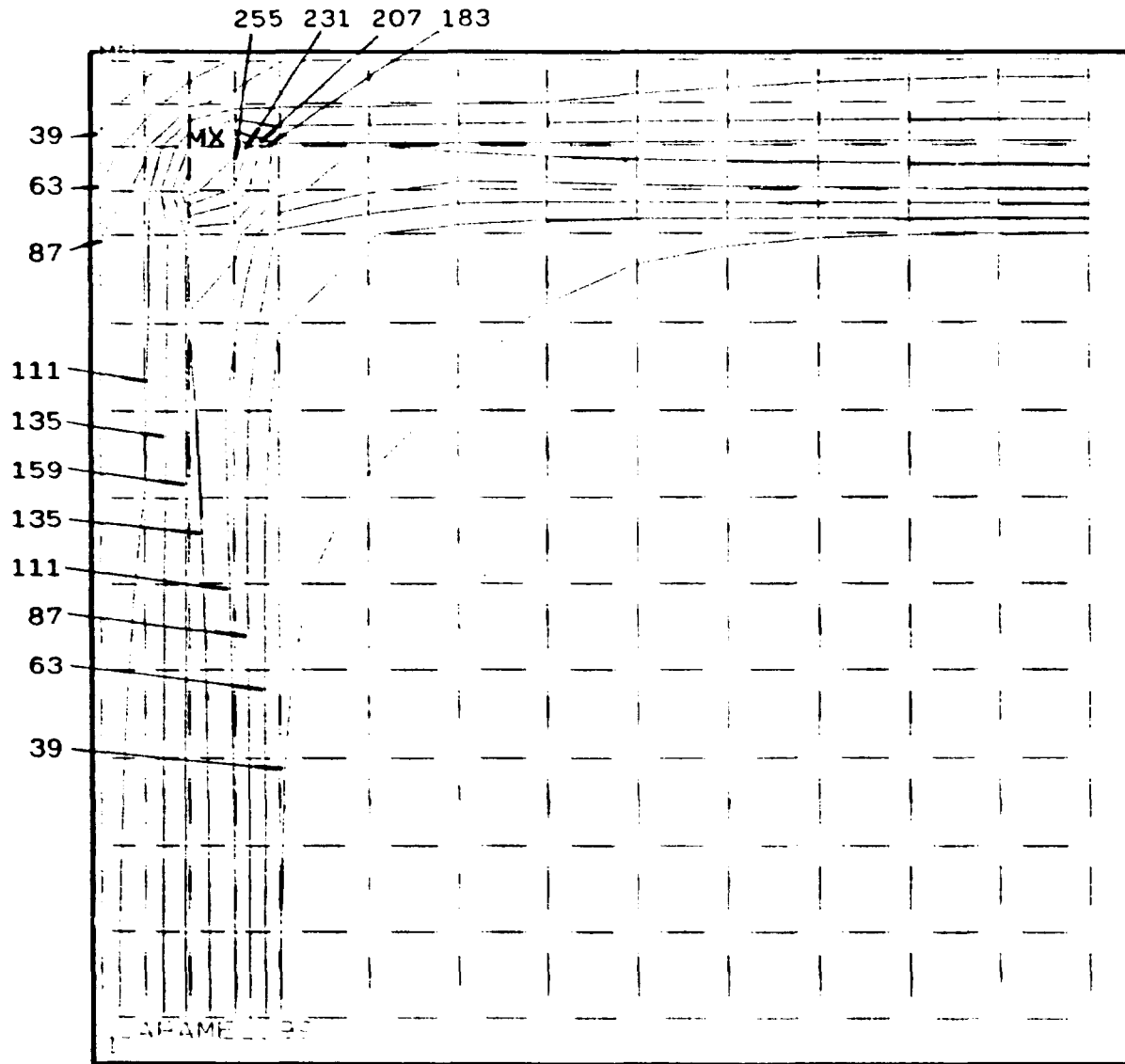
Figura 34- Distribuição de Tensões no Caramelo 4,00 mm
 ($q'_{max. local} = 322 \text{ kW/m}$; Plano CDHG; Cond. Atrito Infinito).



ANSYS 4.2B
 JUN 16 1989
 16.13.11
 POST: STRESS
 STEP=1
 ITER=1
 SIGE

KV=-1
 DIST=6.05
 * KP=2.4
 * KR=3.5
 * ZP=13.5
 SECTION
 MX=543
 MN=20
 NOON=3
 VMIN=70.1
 VINC=55

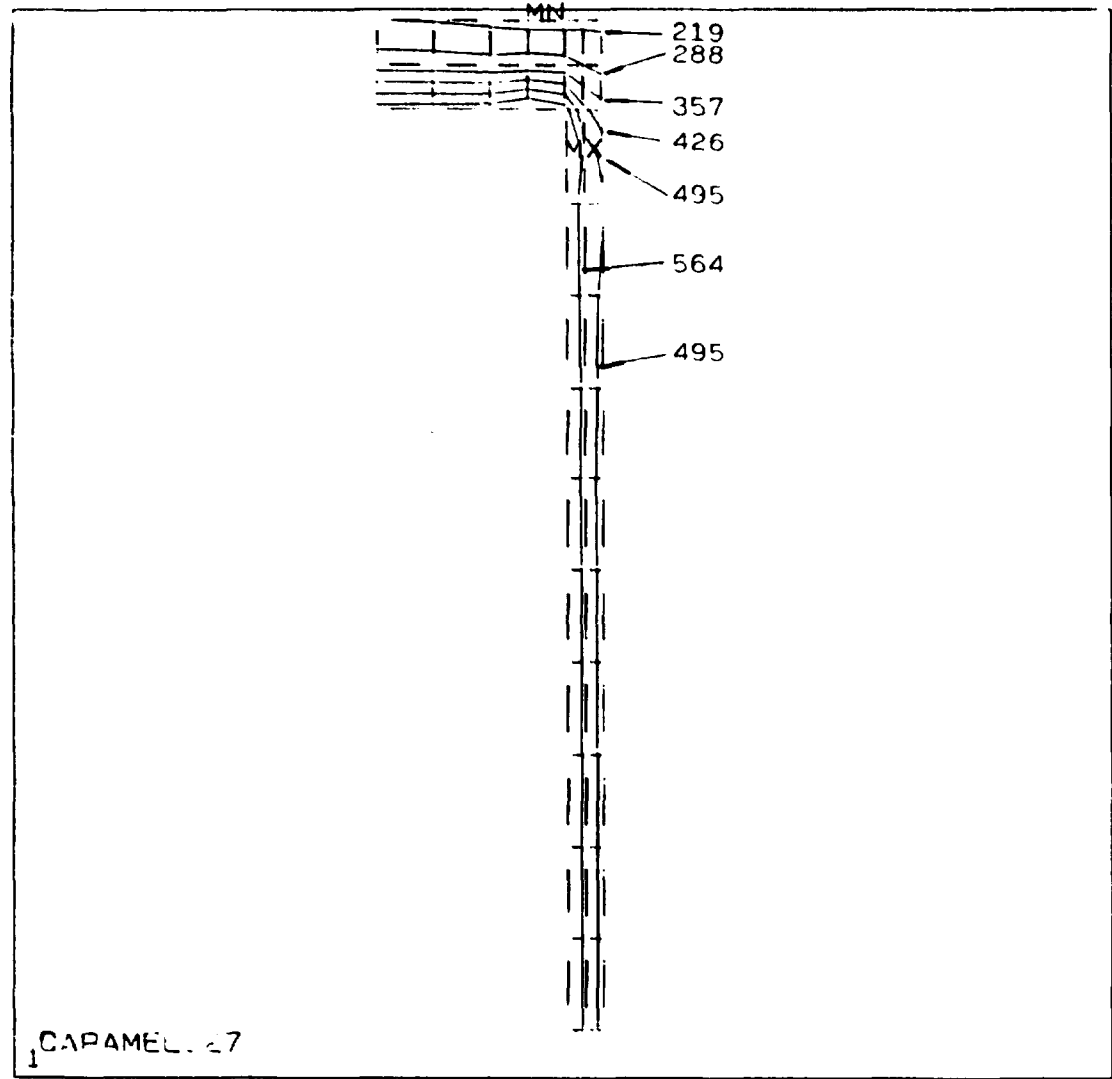
Figura 35- Distribuição de Tensões no Caramelo 4,00 mm
 (q'max. local= 322 kW/m; Plano EFGH; Cond. Atrito Infinito).



ANALYSIS 4 28
 JUN 10 1987
 10 38 48
 70 71 708 1
 8700=1
 1000=10
 1115

 1111
 1111=10 13
 • 1111=70
 • 1111=108
 • 1111=1015
 1111=1015
 1111=1015
 1111=1015
 1111=1015
 1111=1015
 1111=1015
 1111=1015

Figura 37- Distribuição de Tensões no Caramelo 1,45 mm
 (q'max. local 161 kW/m; Plano EFGH; Cond. Atrito Nulo).



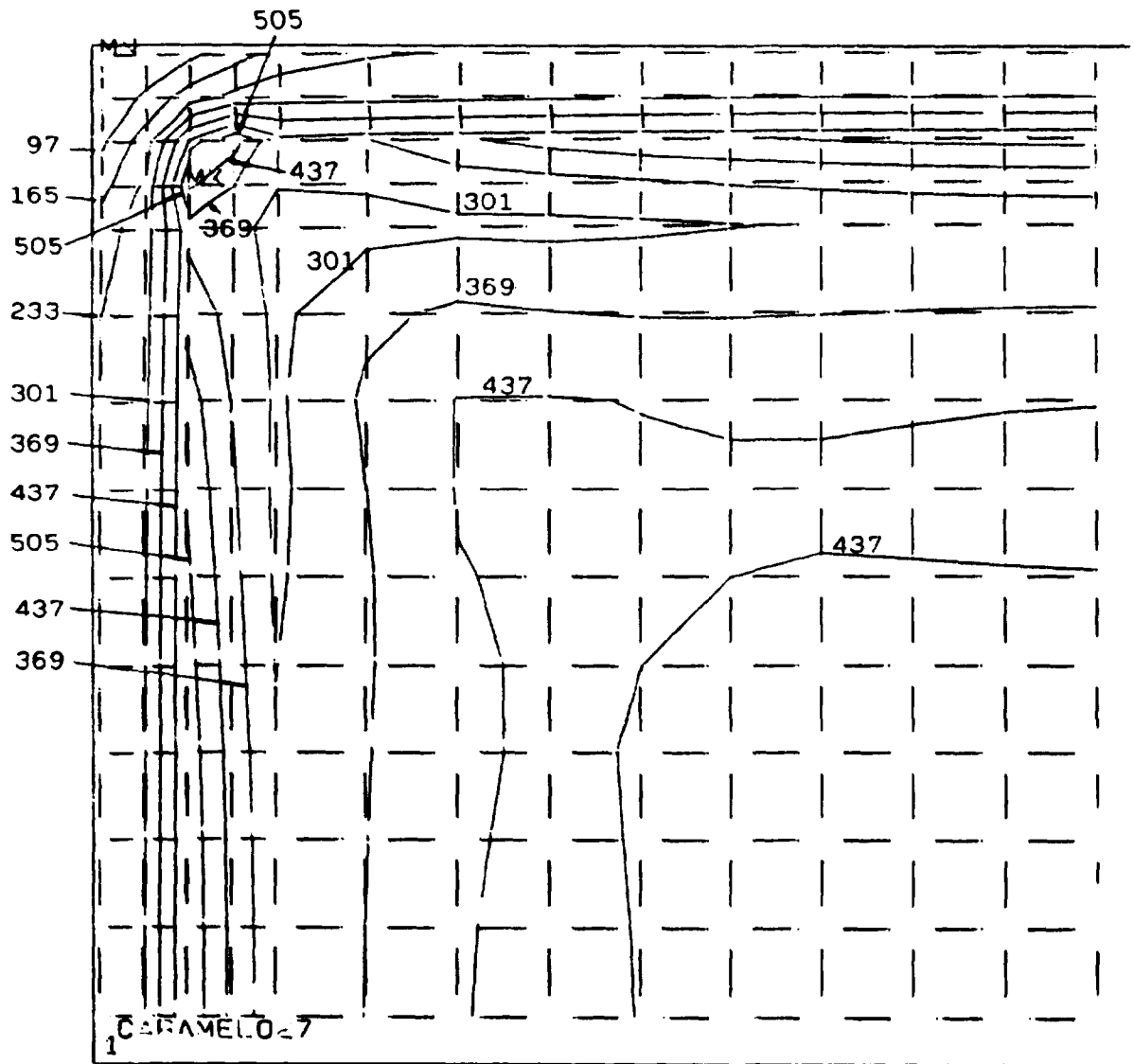
```

ANSYS 4.2B
JUN 27 1989
1.000000
POST1 61883
STEP=1
ITER=15
SIGE

Z'=1
DIST=6.05
* XF=2
* YF=0.5
* ZF=-10
SECTION
MX=678
MN=125
NOJN=6
VMIN=150
VINC=60

```

Figura 38- Distribuição de Tensões no Caramelo 4,00 mm
(q'max. local 322 kW/m; plano CDHG; Cond. Atrito Nulo).



```

ANSYS  4.28
JUN 27 1989
13.27.52
POST1: STRESS
STEP=1
ITER=10
SIGE

XV=-1
DIST=6.25
* XF=0
* YF=5.5
* ZF=-5.5
SECTION
MX=553
MN=1
NOIN=9
VMIN=97.5
VINT=66

```

Figura 39- Distribuição de Tensões no Caramelo 4,00 mm
 (q'max. local 322 kW/m; plano EFGH; Cond. Atrito Nulo).

(Início de Operação)	Condição	Máx. Tensão Equivalente (MPa)	
Caramelo 1,45 mm	Atrito Infinito	190	
	Atrito Nulo	135	278 (*)
Caramelo 4,00 mm	Atrito Infinito	560	
	Atrito Nulo	460	764 (*)

Nos casos com atrito nulo aparecem tensões de pico (*) altamente localizados no canto da moldura.

São verificados os níveis de tensão na superfície interna do revestimento, nos planos MPQR e LSTU (figura 22). Os níveis máximos de tensões de tração obtidos foram de 87 MPa e 581 MPa para os caramelos de 1,45 mm e 4,00 mm respectivamente. Estes valores ultrapassam os níveis de tensão geralmente utilizados como limites para corrosão sob tensão (em torno de $0,8 S_y$ do material).

Para a obtenção de níveis de tensão após uma queima de 35.000 MWD/ton U, foram impostas as deformações correspondentes à variação dimensional do combustível devido à soma dos efeitos de densificação e de inchamento ocorridos nesta queima (Seção 4.4). Considerou-se um aumento de tensão linear para este acréscimo de deformação. Os valores obtidos são:

(Após queima de 35.000 MWD/ton U)	Condição	Max. Tensão Equivalente (MPa)	
Caramelo 1,45 mm	Atrito Infinito	191	
	Atrito Nulo	136	279 (*)
Caramelo 4,00 mm	Atrito Infinito	563	
	Atrito Nulo	462	767 (*)

Verifica-se que os níveis de tensões obtidos para o revestimento nos dois casos de espessura de caramelo ultrapassam o limite de tensão adotado no capítulo 3. Algumas maneiras de diminuir estas tensões, podem ser através da adoção de: (1) uma folga de montagem (a frio) entre o combustível e a grelha interna da placa, de forma a acomodar os acréscimos dimensionais do combustível devido à expansão térmica e à variação devido à soma dos efeitos de densificação e de inchamento ao longo da queima desejada, sem imposição de deformação ao revestimento; (2) cantos arredondados na moldura interna e utilização de plaquetas combustíveis contendo chanfros e arredondamentos adequados nas suas bordas, para evitar concentrações de tensões.

Outro aspecto a se levar em conta é a fluência ("creep") acentuada com a irradiação do zircaloy e que poderá ir acomodando as deformações permanentes ocorridas, relaxando as tensões existentes.

Com relação às plaquetas combustíveis de UO_2 , verificou-se que os gradientes térmicos existentes, para os dois casos de espessura em estudo, geraram altos níveis de tensões. Os resultados indicam que devem ocorrer rachaduras em toda a periferia da plaqueta. Estes resultados estão de acordo com as orientações e distribuições de trincas apresentadas em literatura, obtidos em testes de irradiação realizados com este tipo de combustível /2/.

Comparando-se o comportamento das tensões no revestimento dos dois tipos de combustíveis, nota-se que não há problemas de utilização em ambos os casos. No caso do combustível caramelo, particularmente, adotando-se características construtivas adequadas, não haverá problemas de altas tensões. Por ser colapsado, a interação pastilha-revestimento é constante e não leva a problemas de corrosão sob tensão do revestimento, já que as tensões ficariam limitadas a valores pequenos. No caso da vareta, interação pastilha-revestimento existe após uma certa queima e rampas de potência, a partir deste ponto, podem levar a altas tensões no revestimento propiciando o fenômeno de corrosão sob tensão. Em varetas, o efeito de abertura de rachaduras radiais na pastilha aumenta as tensões localizadas. Já no tipo caramelo este fator parece não pesar nas tensões, já que o perfil de rachaduras não propicia este fato. Destas observações pode-se esperar um comportamento mais adequado da

placa combustível tipo caramelo, quando submetido a rampas de potência, em relação à vareta combustível.

4.4 - Análise de Fenômenos na Plaqueta

O propósito desta análise foi a avaliação da influência dos fenômenos de mudanças microestruturais, densificação, inchamento, liberação de gases de fissão e pressão interna sobre o comportamento do combustível tipo caramelo durante a queima no interior do reator, e comparação destes fatores aos observados na vareta combustível.

4.4.1 - Mudanças Microestruturais

Devido ao baixo coeficiente de condutividade térmica do UO_2 , existe um acentuado gradiente de temperaturas, desde a parte central do combustível até a sua parte externa, junto ao encamisamento, conforme verificado na seção 4.2.

Em reatores nucleares que utilizam o UO_2 e que são operados a altas densidades de potência, podem ocorrer três diferentes regiões características no combustível, em função principalmente das temperaturas operadas: uma região periférica, caracterizada por conter uma microestrutura não modificada em relação à original fabricada, uma região

intermediária contendo microestrutura formada por grãos equiaxiais, e uma região central com microestrutura composta por grãos colunares /41/.

As temperaturas indicadas por Stehle /42/ para as transições entre as regiões do combustível reestruturado são:

- até 1600 °C : grãos conforme fabricado
- 1600 °C a 1800 °C : crescimento de grãos equiaxiais
- acima de 1800 °C : crescimento de grãos colunares

Verifica-se, portanto, que para as temperaturas existentes no combustível tipo caramelo ($t_{max} = 925,3$ °C, espessura 4,00mm, para o caso de pico de potência), não devem ocorrer mudanças microestruturais no material quando comparadas às mudanças existentes em pastilhas combustíveis, onde as temperaturas são bem superiores acarretando uma distribuição diferenciada da forma e tamanho dos grãos na sua microestrutura.

4.4.2 - Densificação e Inchamento

A variação dimensional do combustível ao longo da queima é o resultado da superposição dos efeitos da densificação e do inchamento ocorridos neste período de queima.

O fenômeno da densificação é função principalmente da densidade inicial do material, da temperatura de

sinterização, da temperatura de operação e da queima do combustível. De acordo com Stehle /42/, a densificação é uma mistura de processos térmico e não-térmico, com duas etapas em série: (1) geração de um grande número de lacunas em torno dos poros existentes e, (2) escape parcial destas lacunas das vizinhanças do poro e, migração para os contornos de grão. O desaparecimento das lacunas nos contornos de grão levam à contração do sólido policristalino.

A primeira etapa do processo depende fortemente dos tamanhos dos poros: quanto mais finos os poros, mais rápida a cinética do processo. A eficiência da segunda etapa depende do tamanho de grão: a probabilidade da lacuna alcançar um contorno de grão é maior quanto menor for o tamanho de grão.

O inchamento ("swelling") do combustível é definido como um aumento de volume, resultante de diferentes solubilidades, estados químicos, parâmetros de estrutura cristalina, número de átomos e valências químicas dos átomos originados no processo de fissão nuclear /18/.

O comportamento integrado de inchamento e densificação $\Delta V/V$ ao longo da queima foi calculado através de formulações apresentadas no MATPRO /18/ dada por:

$$\Delta V/V = (\Delta V/V)_{\text{inchamento}} + (\Delta V/V)_{\text{densificação}} \quad (3)$$

As correlações utilizadas para o cálculo das

parcelas devidas ao inchamento e à densificação, bem como os cálculos dos coeficientes utilizados nestas correlações, são apresentados no Apêndice D1.

Levando-se em conta as mesmas características de tamanhos de grão, processos de fabricação e temperatura de sinterização para as duas formas de utilização do UO_2 em estudo, verifica-se que o fator que maior influência pode causar nos aspectos do comportamento conjunto da densificação e inchamento é a temperatura de operação do combustível. Devido às menores temperaturas atuantes nos EC's tipo caramelo, em relação às do EC com varetas cilíndricas, são esperadas menores taxas de densificação e inchamento ao longo da queima para os combustíveis caramelo que para a pastilha cilíndrica.

Foram verificadas as variações dimensionais referentes a cada fenômeno isolado, ao longo da queima, até um valor de 40.000 MWD/ton U.

Os cálculos foram realizados para o caramelo de espessura 4,00 mm. A espessura total da plaqueta foi dividida em 8 faixas de 0,5 mm, seguindo o mesmo procedimento de cálculo efetuado pelo programa FRAPCON-1, no cálculo da vareta combustível. As temperaturas consideradas nos cálculos foram as temperaturas médias de cada faixa. O valor de variação volumétrica $\Delta V/V$ médio para a espessura total do caramelo foi obtido a partir da média dos resultados de

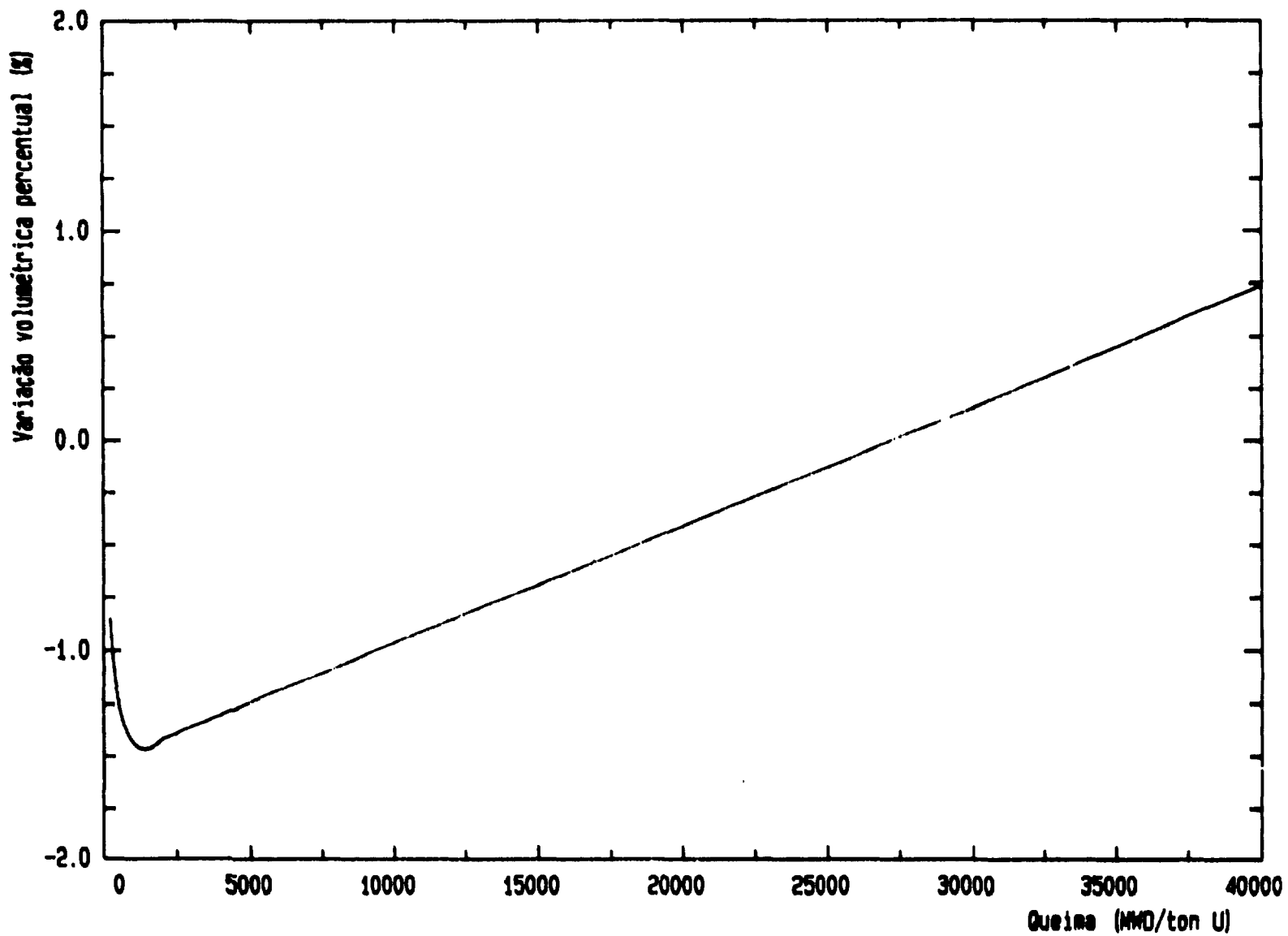


Figura 40- Variação Dimensional do Combustível Caramelo ao Longo da Queima, Devido à Soma dos Efeitos de Densificação e Inchamento.

variação dimensional encontrados para cada faixa.

Os resultados obtidos para a soma dos efeitos de densificação e de inchamento ao longo da queima são mostrados na figura 40. A variação dimensional do combustível devido à soma dos efeitos de densificação e de inchamento ocorridos após uma queima de 35.000 MWD/ton U foi de +0,44%. Este valor foi utilizado para o cálculo do acréscimo de tensões no revestimento devido à variação dimensional do combustível ocorrido durante esta queima, calculado na seção 4.3.2. Para o caramelo de 1,45 mm de espessura, estes valores foram adotados iguais aos obtidos para o caramelo de 4,00 mm, o que é conservativo.

Verifica-se que os resultados mostram uma predominância inicial do fenômeno de densificação, levando o combustível, já no início da queima, a uma redução na sua porosidade inicial.

O valor de variação volumétrica ($\Delta V/V$) devida à densificação, obtido logo no início da queima, igual a -1,5%, se manteve constante ao longo da queima após 2.000 MWD/ton U. Estes dados estão consistentes com os apresentados em literatura /18/ para UO_2 com 95% DT. A partir da queima de 2.000 MWD/ton U, o fenômeno de inchamento passa a predominar sobre a densificação, levando a um progressivo aumento volumétrico do combustível.

Os valores obtidos para o inchamento do combustível

ao longo da queima estão compatíveis com os resultados experimentais apresentados em literatura /18/. O valor de variação volumétrica ($\Delta V/V$) devida ao inchamento obtido para uma queima de 10^{26} fissões/ m^3 (correspondente a 4300 MWD/ton U) foi de 0,31%. Este valor está de acordo com os resultados experimentais para UO_2 reportados por Collins e Hargreaves /18/, que vão desde 0,17% a 0,33% $\Delta V/V$ por 10^{26} fissões/ m^3 , para combustíveis operados a baixa temperatura, isto é, combustíveis com temperatura máxima menor que 1125 °C.

Para os níveis de temperaturas existentes na pastilha da vareta combustível, em posição de máxima potência linear local, são apresentadas taxas de inchamento de 0,7% a 1,10% $\Delta V/V$ por 10^{26} fissões/ m^3 . /18/.

Estes resultados demonstram que, devido às menores temperaturas de operação, ocorrem menores taxas de inchamento ao longo da queima no combustível caramelo. Isto indica um bom potencial de utilização do UO_2 na forma de plaqueta.

4.4.3 - Liberação de Gases de Fissão

Durante a queima do combustível no interior do reator, produtos de fissão gasosos são produzidos e liberados vagorosamente para os volumes vazios existentes no interior das varetas ou nos compartimentos estanques da placa

combustível tipo caramelo. Os gases de fissão liberados pioram a condutividade térmica do gás de enchimento e modificam o comportamento térmico do combustível. Além disso, a pressão interna da vareta combustível ou do compartimento estanque do caramelo é aumentada, alterando também o comportamento mecânico do revestimento.

Como critério para a pressão interna nos elementos combustíveis nucleares, usualmente, é imposta a condição de que a pressão interna seja sempre menor que a pressão externa exercida pelo refrigerante. Isto é imposto para que não sejam criados problemas de deformações acentuadas, do revestimento, por fluência ("creep") térmica ou devida à irradiação, aumentando a distância combustível-revestimento, piorando ainda mais as condições de transferência de calor, o que leva a maiores temperaturas no combustível.

De acordo com Weisman /18,26/, o processo de liberação dos gases de fissão formados no interior dos grãos do combustível para os contornos de grão ocorre através de duas etapas principais: (1) migração e liberação direta do gás formado no interior do grão para o contorno de grão, e (2) migração do gás formado no interior do grão para defeitos intragranulares. Os átomos aprisionados nesses defeitos são eventualmente liberados de volta para a matriz do combustível, caminhando daí, por difusão, para o contorno de grão. Chegando aos contornos de grão, os gases de fissão vão

sendo acumulados, formando bolhas. Como apontado por Olander /18,41/, o processo de liberação desses gases de fissão dos contornos de grão para o volume livre dentro do compartimento estanque contendo o combustível pode ocorrer através de um dos dois modos: (1) comunicação dessas bolhas com o volume livre através das rachaduras existentes na pastilha, ou (2) através da interligação das bolhas ao longo dos contornos de grão, até que seja formada uma canalização destes gases até as rachaduras ou até a porosidade aberta existente na pastilha.

Estes processos de liberação de gases de fissão são assumidos ocorrer em série e são fortemente dependentes da temperatura do combustível e também da queima alcançada (para valores maiores que 30.000 MWD/ton U)

Nas regiões do combustível com baixas temperaturas, contendo microestrutura não modificada em relação à original, os produtos de fissão produzidos ficam retidos no interior do grão. Com o aumento dos níveis de temperatura nas regiões mais centrais do combustível, vão ocorrendo mudanças nas formas e tamanhos dos grãos da sua microestrutura. Estas maiores temperaturas favorecem a migração por difusão dos gases até os contornos de grão e também a liberação destes até uma rachadura ou porosidade aberta, pelos processos acima descritos.

Em vista das menores temperaturas de operação do

combustível caramelo em relação às das pastilhas cilíndricas da vareta combustível, pode-se esperar, devido aos aspectos acima, que este apresente um melhor comportamento sob o aspecto de retenção dos gases de fissão produzidos no interior do combustível.

As correlações utilizadas para o cálculo da liberação de gases de fissão ao longo da queima para os caramelos em estudo, bem como os coeficientes utilizados nestas correlações, são apresentados no Apêndice D2.

Os resultados obtidos para liberação de gases de fissão mostram que, para os níveis de temperaturas existentes nos combustíveis tipo caramelo em estudo, para queimas até 30.000 MWD/ton U, a liberação fracional de gases é muito pequena (menos que 0,0025). Para a queima de 35.000 MWD/ton U, apresenta-se um valor de 0,008. Para queimas superiores a 35.000 MWD/ton U, a fração dos gases que são liberados aumenta de forma expressiva, causando um grande aumento na pressão interna do compartimento do combustível caramelo.

Foram obtidos resultados iguais para liberação fracional de gases de fissão ao longo da queima, para os caramelos de espessura 4 mm e 1,45 mm. Estes resultados são apresentados na figura 41.

A evolução da pressão interna ao longo da queima e ao longo do tempo para os caramelos em estudo e para a vareta

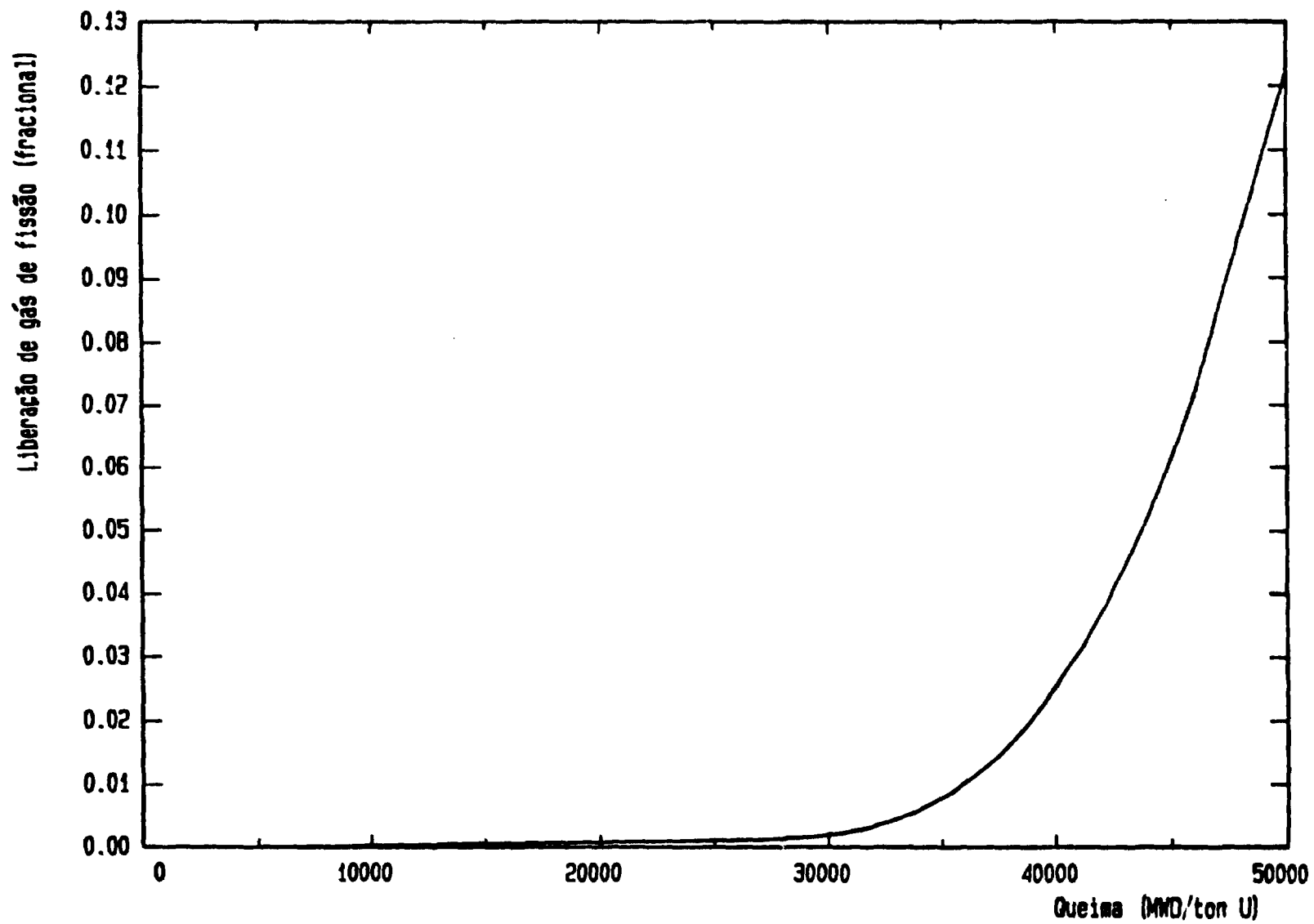


Figura 41- Liberação Fracional de Gases de Fissão ao Longo da Queima Para o Combustível Caramelo.

combustível, nos casos de potência média e máxima, são mostradas nas figuras 42 a 44.

Verifica-se que até uma queima de 30.000 MWD/ton U a pressão interna nos compartimentos dos combustíveis tipo caramelo mantém-se em valores bem menores que os existentes na vareta combustível. Para uma queima de 35.000 MWD/ton U porém, estes valores se aproximam ao da pressão interna da vareta, chegando, no caso do caramelo 4 mm, a apresentar valor pouco superior à esta.

Mesmo obtendo resultados de liberação fracional de gases pequenos, como os observados acima (para queimas até 30.000 MWD/ton U), existe um outro fator, apontado por Stehle /42/, que indica uma tendência de menor liberação de gases quando existe imposição de forças sobre o combustível. Como verificado na seção 4.3, o revestimento do combustível caramelo fica em constante contato com a plaqueta interna, exercendo pressão sobre esta. Este fato pode levar a taxas de liberação de gases ainda menores que as obtidas.

Isto coincide com os resultados experimentais do programa de qualificação do combustível tipo caramelo francês /11/, onde foram alcançadas queimas de 30.000 MWD/ton U, sem qualquer problema ou deterioração do combustível, com densidades de potência de até 3000 W/cm³. Os resultados destes testes ainda mostraram que, se a partir desse estágio de irradiação a potência específica for reduzida, queimas de

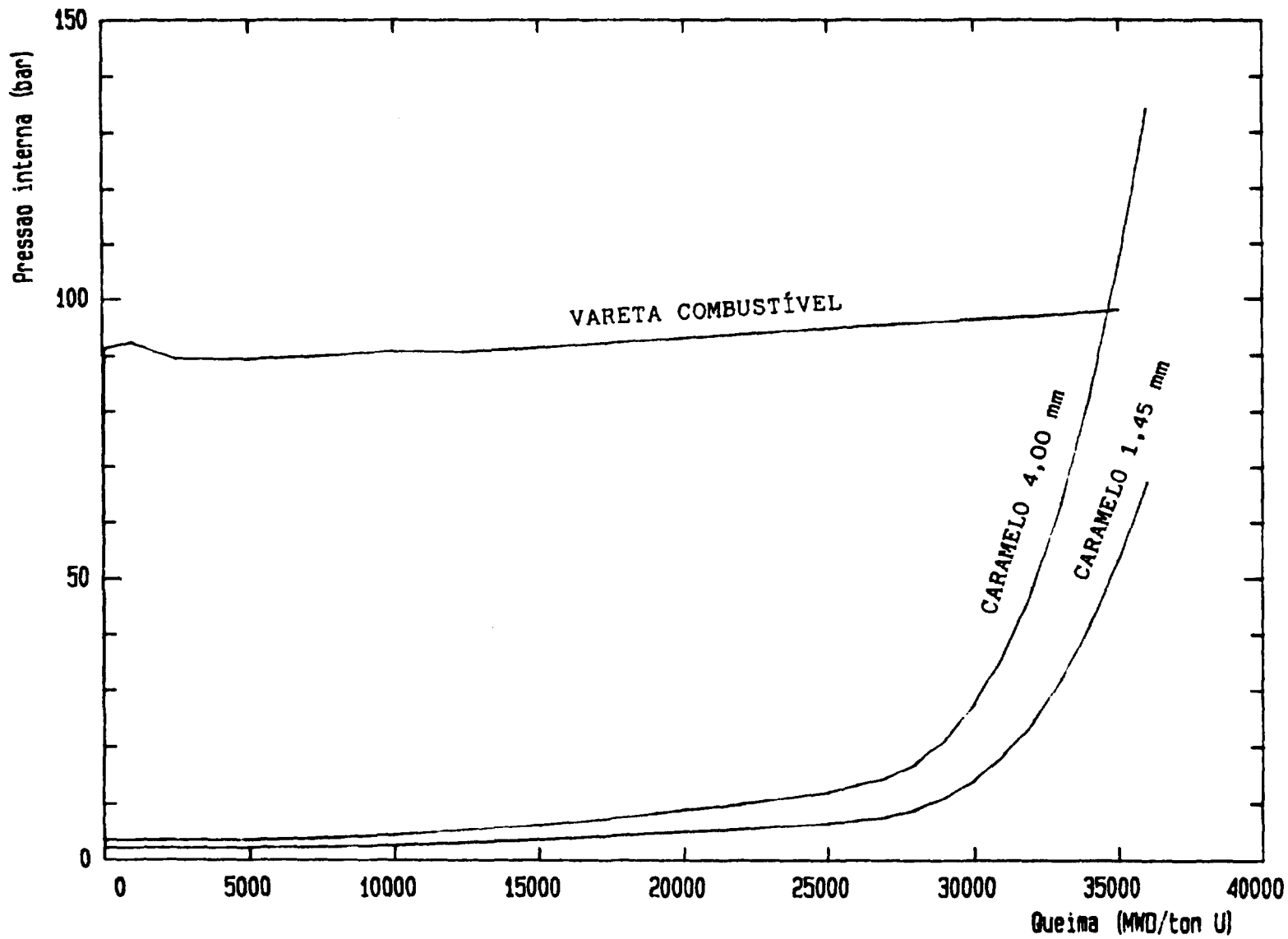


Figura 42- Evolução da Pressão Interna ao Longo da Queima.
Potência Média.

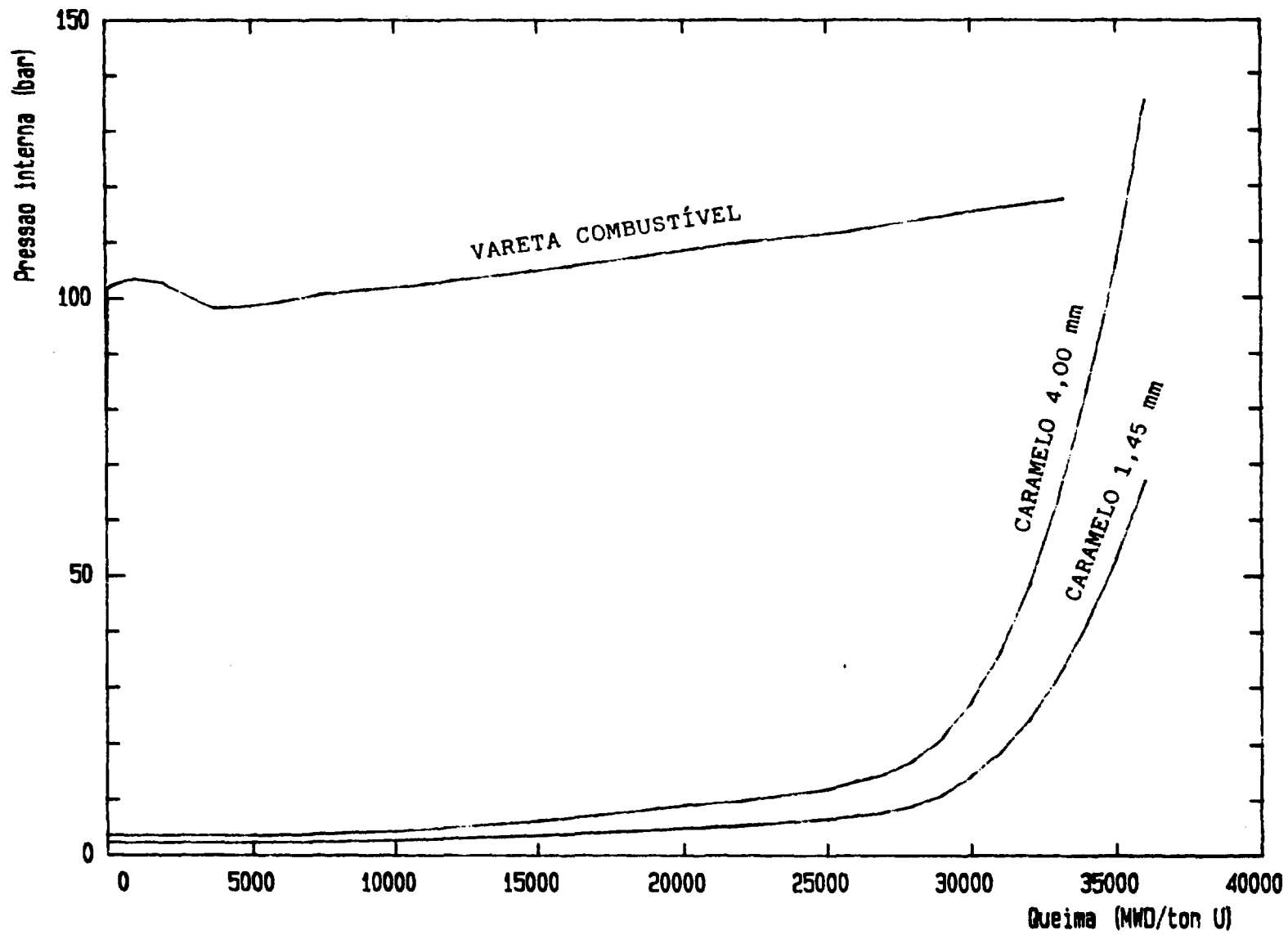


Figura 43- Evolução da Pressão Interna ao Longo da Queima.
Potência Máxima.

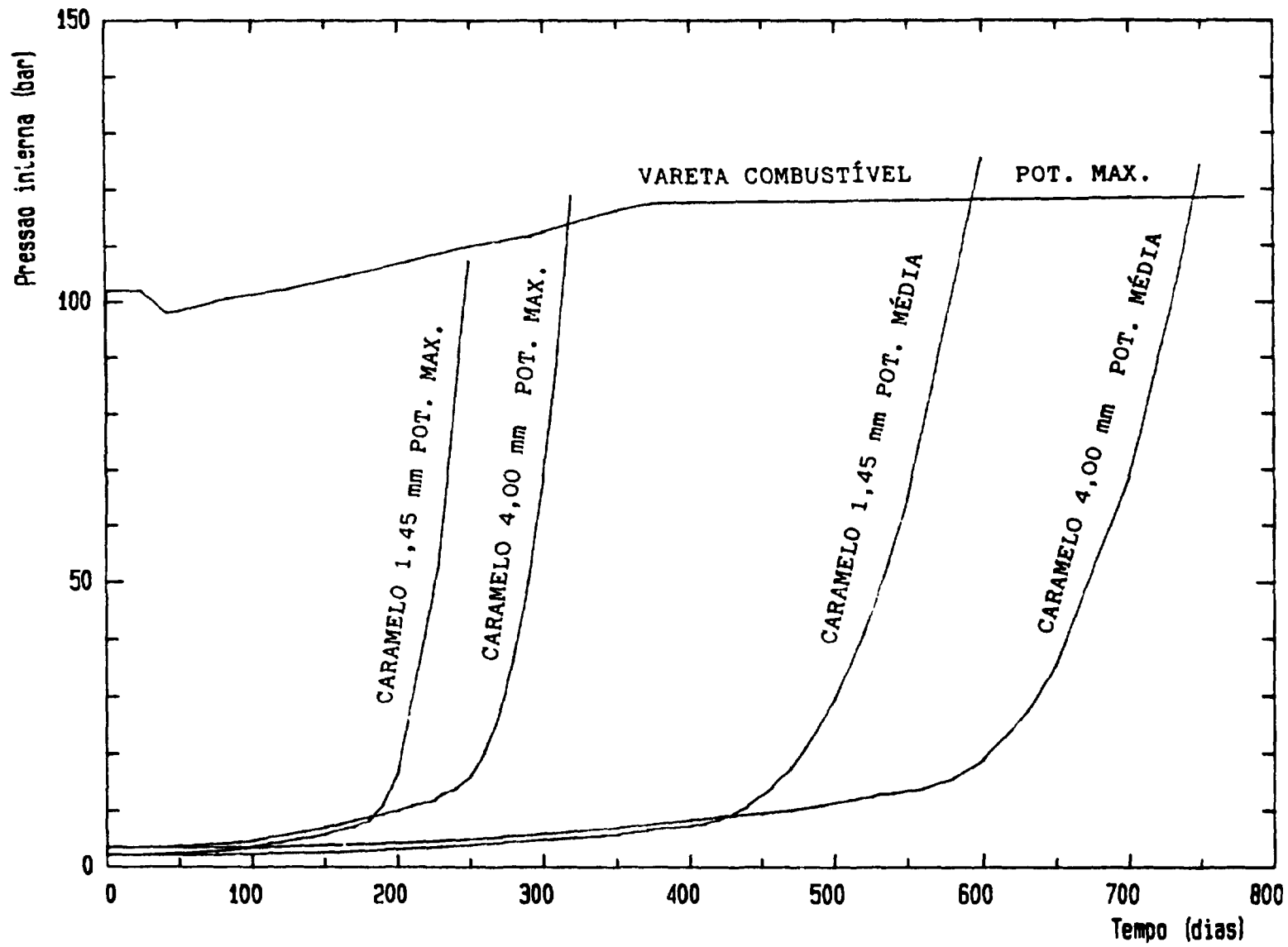


Figura 44- Evolução da Pressão Interna ao Longo do Tempo.

50.000 MWD/ton U podem ser obtidas sem modificações significativas da estrutura das plaquetas de UO₂.

Verifica-se, portanto, que os combustíveis tipo caramelo em estudo podem alcançar queimas de 35.000 MWD/ton U nas densidades de potência consideradas (1000 W/cm³ para espessura 4,00 mm e 1388 W/cm³ para espessura 1,45 mm) sem apresentar problemas devido aos gases de fissão liberados.

Verifica-se também que é possível o funcionamento do combustível caramelo sem previsão de espaço livre especialmente reservado para acomodar os gases de fissão, sendo suficiente, para esse nível de queima, o volume constituído pela porosidade aberta do combustível e pela rugosidade da superfície interna do revestimento.

Os resultados de liberação de gás e da evolução da pressão interna da vareta combustível ao longo da queima foram obtidos através do programa FRAPCON-1.

Devido às maiores temperaturas existentes na pastilha cilíndrica, ocorre uma maior liberação de gases de fissão. Porém, devido ao espaço vazio ("plenum") existente na parte superior da vareta, estes gases liberados vão sendo acomodados sem gerar um aumento excessivo na pressão interna da vareta. Durante a fabricação da vareta combustível, esta é preenchida internamente com gás hélio a alta pressão. Isto faz com que seja diminuído o efeito de perda de condutividade térmica com os gases de fissão que vão para a folga pastilha-

revestimento.

A liberação de gases de fissão ao longo da queima vai, no entanto, deteriorando cada vez mais a condutividade térmica da mistura de gases presentes. Porém este aspecto vai sendo pouco a pouco compensado pela diminuição da folga pastilha-revestimento causada pelo inchamento do combustível e também pela deformação do revestimento pela ação da pressão externa, por fluência ("creep") térmica e devido à irradiação.

Os valores de pressão interna da vareta combustível ao longo da queima, devido ao acúmulo de gases de fissão liberados, para os casos representativos de potência média e de pico de potência, são mostrados nas figuras 42 e 43, respectivamente.

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Este trabalho tratou de comparar a utilização do UO_2 com baixo enriquecimento em EC's constituídos por varetas cilíndricas e em EC's contendo placas combustíveis tipo caramelo para reatores moderados e refrigerados a água leve pressurizada. As principais conclusões obtidas dos EC's analisados foram:

(1) Os elementos combustíveis tipo caramelo apresentam melhores características de reatividade que o EC constituído por varetas, mesmo na condição de igual quantidade inicial de U-235. Os resultados obtidos para os combustíveis tipo caramelo (enriquecimentos de 6 a 10 % em peso de U-235) mostram que é possível se obter queimas superiores a 30.000 MWD/ton U e períodos de queima cerca de duas a três vezes maiores que aqueles obtidos com o EC com varetas (enriquecimento médio de 2,6 %). Nestes casos, as altas reatividades nos períodos iniciais de queima dos combustíveis caramelo, podem ser compensadas com utilização de venenos queimáveis.

(2) Utilização de menores quantidades de combustível nos EC's tipo caramelo, podendo-se obter redução de 20 %, em peso, de UO_2 no caso de utilização de caramelo de 4,00 mm e 42 % no caso de caramelo de 1,45 mm, em relação à

quantidade de UO_2 do EC com varetas para um volume fixo de núcleo.

(3) Os EC's tipo caramelo apresentam temperaturas de operação do combustível muito menores que as existentes nas pastilhas cilíndricas da vareta, reduzindo os efeitos de densificação, inchamento e, principalmente, liberação de gases de fissão ao longo da queima. No caramelo não é necessário se prever espaço vazio especial para a acomodação desses gases, até um valor de queima igual a 35.000 MWD/ton U. Este efeito, juntamente com sua característica de combustível compartimentalizado, fará com que exista menores níveis de atividade da água do circuito primário quando da ocorrência de eventual ruptura do revestimento.

(4) Ocorrência de menores perdas de carga ao longo dos EC's tipo caramelo do que para o EC de varetas cilíndricas, exigindo assim menores potências de bombeamento do refrigerante e viabilizando, de forma melhor, operações em circulação natural.

(5) Os EC's tipo caramelo apresentam maior densidade de potência que o EC com varetas. O EC com 34 placas apresenta margem termo-hidráulica (DNBR) superior aos casos do EC com 17 placas e EC com varetas. Isto significa a possibilidade de retirada de maiores potências desse núcleo, ou mesmo, a possibilidade de diminuição do volume deste, tornado o reator mais compacto. O EC com 17 placas apresenta

um valor de DNBR menor do que no caso do EC com varetas, porém, devido o fato de apresentar menor perda de carga que este, permitiria, através do aumento da vazão do refrigerante, aumentar estas margens termo-hidráulicas a valores superiores ao do EC com varetas.

(6) Comparando-se o comportamento das tensões no revestimento dos dois tipos de combustível, nota-se que não há problemas de utilização em ambos os casos. No caso do combustível caramelo, particularmente, adotando-se características construtivas adequadas, não ocorrerão problemas de concentrações de tensões. Isto indica que os EC's tipo caramelo apresentam um maior potencial de bom desempenho para rampas de potência de seguimento de carga.

Para tornar mais completo o estudo comparativo entre as duas formas de aplicação do UO_2 são sugeridos trabalhos futuros tais como: (1) análises comparativas em situações de acidentes (ex. LOCA); (2) elaboração de um programa que simule deterministicamente o desempenho do combustível caramelo a exemplo do que é feito pelo programa FRAPCON para a vareta combustível; (3) análises de otimização de um reator para cada tipo de combustível, a fim de se comparar a real diferença entre os reatores; (4) aprofundamento de estudos teóricos e tecnológicos de viabilidade construtiva e de desempenho dos combustíveis tipo caramelo, comparando também os aspectos econômicos em relação ao EC tipo vareta.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- /1/ CHAGROT, M.R. Caramel Low Enrichment Fuel for Research Reactors. Nuclear Europe, Vol. 6, 1985.
- /2/ BENVENISTE, E.R. Le Combustible a Plaques Dit Caramel. In: Symposium on the Safety of Nuclear Ships. - Hamburg, 5-9, Dec. 1977. p. 591-605.
- /3/ The Shippingport Pressurized Water Reactor. Reading, Addison-Wesley Publishing Company, Inc, USAEC, 1958.
- /4/ FROST, Brian R.T. Nuclear Fuel Elements - Design, Fabrication and Performance. Oxford, Pergamon Press, 1982. 273 p.
- /5/ PERROTTA, J.A. Projeto de Elementos Combustíveis de Reatores Nucleares. In: Course on Small Computers in Research Reactor Operation and Use. Public. IPEN/CNEN-SP, São Paulo, Vol.1, 1988.
- /6/ MA, B.M. - Nuclear Reactor Materials and Applications - Van Nostrand Reinhold Company, 1983. 610 p.
- /7/ HAUSNER, H.H.; SCHUMAR, J.F. Nuclear Fuel Elements. New York, Reinhold Publishing Corporation, 1959. 409 p.
- /8/ IAEA - TECDOC 233 - Research Reactor Core Conversion Form the Use of Low Enriched Uranium Fuels - Guidebook. IAEA, 1980.

- /9/ MATZ, G. Fabrication of Fuel Elements. Developments in the Peaceful Applications of Nuclear Energy. Vienna, AIEA, N 25, 1962.
- /10/ KAUFMAN, A.R. Nuclear Reactor Fuel Elements - Metallurgy and Fabrication. Interscience Publishers, 1962.
- /11/ CERLES, J.M.; TROTABAS, M.; DE CONTENSON, G.; DELAFOSSE, J. French LEU Fuel for Research Reactor with Emphasis on the Osiris Experience of Core Conversion and Reactor Operation with the New Fuel. Séminaire I.A.E.A. sur L'exploitation et L'utilisation des réacteurs de recherche. Jülich, RFA, Sep. 1981, CEA - CONF 5826.
- /12/ CERLES, J.M; DE CONTENSON, G. Experience d'utilisation du Combustible Caramel à Osiris. Rev. Gen. Nucl.N 6, nov./dec. 1981.
- /13/ CHERRUAU, F. The Caramel Fuel in Osiris - The complete conversion of a high flux research to a low enriched-fuel. International meeting on development fabrication and application of reduced - enrichment fuels for research and test reactors. Argonne, USA, Nov.,1980. CEA - CONF 5516.
- /14/ PERROTTA, J.A. Comportamento da Barra Combustível de um Reator Tipo PWR em Seguimento de Carga. Tese de Mestrado. Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro, out. 1980. 282 p.

- /15/ FSAR - FINAL SAFETY ANALYSIS REPORT. Central Nuclear Almirante Álvaro Alberto. Unidade 1. Furnas Centrais Elétricas, v.4.
- /16/ DE SALVO, G.J.; SWANSON, J.A. ANSYS: Engineering Analysis System - Users Manual, Rev. 4.2 - Swanson Analysis Systems Inc. Houston, PA - USA, 1985.
- /17/ BERNA, G.A., BOHN, M.P.; COLEMAN, D.R. FRAPCON-1 - A Computer Code for the Steady State Analysis of Oxide Fuel Rods. Idaho National Engineering Laboratory - Report N CDAP- TR-78-032-R1, Idaho, USA, Nov. 1978.
- /18/ HAGRMAN, D.; REYMAN, G.A. MATPRO-VERSION 11. A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior. NUREG/CR-04 97, TREE-1280 R3, EGG Idaho, Inc., Feb., 1979.
- /19/ PUCCIO, O.A.M. Curvas de Moderación para Optimización de um Elemento Combustible Tipo MTR Enriquecido al 19,75%. Comisión Chilena de Energía Nuclear, Nucleotécnica - Ano 8, N. 14, abr. 1988. p. 41-46.
- /20/ HOWE, J.P. The Metallurgy of Reactor Fuels. In: Proceedings of the International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy, Vol. 9, P/825, p. 179, United Nations, New York, 1956.
- /21/ WEBER, C.E.; HIRSCH, H.H. Dispersion-Type Fuel Elements. In: Proceedings of the International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy, Vol. 9, P/561, p. 196,

United Nations, New York, 1956.

/22/ SWICH, J.E.; HONECH, H.C. The HAMMER System Heterogeneous Analysis Multigroup Methods of Exponentials and Reactors. United States Atomic Energy Commission, Jan. 1967.

/23/ THE HAMMER CODE SYSTEM; TECHNION - Israel Institute of Technology, NP - 565 - EPRI Report, 1978.

/24/ PAPROCKI, S.J.; HODGE, E.S.; GRIPSHOVER, P.J.; CARMICHAEL, D.C. Fabrication of a Compartmented Flat-plate Ceramic Fuel Element. In: FUEL ELEMENT FABRICATION with Special Emphasis on Cladding Materials. IAEA, Academic Press, 1961.

/25/ BAUJAT, J.; RAOUL, J.P. Small reactors extend the market for nuclear power. Alstom - Atlantique, Nuclear Engineering International, Dec/1976, p. 65-68.

/26/ TONG, L.S.; WEISMAN, J. - Thermal Analysis of Pressurized Water Reactors - American Nuclear Society, Illinois, 2nd Edition, 1979. 419 p.

/27/ ALVES, C.H. Análise Termo-Hidráulica e Neutrônica de Reatores à Água Pressurizada (PWR). Dissertação de Mestrado - IPEN - São Paulo, 1982.

/28/ SILVA, A. T.; ESTEVES, A.M. Metodologia de Projeto de Varetas Combustíveis de Reatores de Água Leve Pressurizada. IPEN, São Paulo, Public. IPEN 186, ago. 1988.

- /29/ EL-WAKIL, M.M. Nuclear Heat Transport. International Textbook Company, New York, 4th edition, 1971. 502 p.
- /30/ FENECH, H. Heat Transfer and Fluid Flow in Nuclear Systems. Pergamon Press, 1981.
- /31/ SILVA, R.B. Manual de Termodinâmica e Transmissão de Calor. EPUSP, 4 ed., 1972.
- /32/ Fine Tubes Limited Nuclear Tubing - High Specification Tubes and Tubular Products for Fuel Element Cladding and in-Core Components - Plymouth, Brochure N 13 Apr. 1983.
- /33/ BUABY, C.C., Halogen Stress Corrosion Cracking of Zircaloy-4 Tubing. Journ. Nucl. Mat., 55. 1975. p 64-82,
- /34/ LUSTMAN, B.;GOODWIN, J.G. Zirconium and Its Alloys. Reactor Handbook, Second Edition, Vol. I - Materials. Interscience Publishers, Inc., New York, Edited by C.R. Tipton, 1960. p. 708-737.
- /35/ TIMOSHENKO, S. Resistencia de Materiales, Vol. II, Edit. Espasa-Calpe, S.A., Madrid, 1957. p.242-244.
- /36/ ASME BOILER AND PRESSURE VESSEL CODE. American Society of Mechanical Engineers - SECTION III, Division 1, Edited by United Engineering Center, New York, 1983.
- /37/ CHIRIGOS, J.N.; KASS,S.;KIRK,W.W.; SALVAGGIO, G.J. Development of Zircaloy-4. In: FUEL ELEMENT FABRICATION WITH SPECIAL EMPHASIS ON CLADDING

- MATERIALS, Vienna, May 10-13, 1960, IAEA-Academic Press, London, 1961. 538 p., p. 19-55.
- /38/ VERDEAU, J.J.; BAUJAT, J. Presentation Generale des Chaufferies Nucleaires de Propulsion Navale CAS. Options Specifiques de Surete, In Symposium on the Safety of Nuclear Ships, Hamburg, 5-9, Dec. 1977.
- /39/ CONTENSON, G.; FOULOUTER, H.; TROBATAS, M.; VIGNESOULT, N.; DELAFOSSE, J. Combustible Caramel Pour Reacteurs de Recherche: Expérience Acquisée en Fabrication, Contrôles et Irradiation du Cœur D'OSIRIS In: Conférence sur la Caractérisation et le contrôle de qualité des combustibles nucléaires, Karlsruhe, RFA, 2-5, Juin 1981, CEA-CONF 5760.
- /40/ BEYLOT, J.P. Conditions Experimentales a Osiris Avec le Nouveau Combustible de Type Caramel. In: Symposium on Reactor Dosimetry, Ispra, Varese, Italie, Oct., 1-5, 1979. CEA-CONF 4736.
- /41/ OLANDER, D.R. Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements. TID-26711-P1, National Technical Information Service. Springfield. 1976. 613 p.
- /42/ STEHLE, H. Performance of Oxide Nuclear Fuel in Water - Cooled Power Reactors. Journal of Nuclear Materials, V. 153, North-Holland, Amsterdam. 1988. p. 3-15.
- /43/ WEISMAN, J.; ECKART, R. Basic Elements of Light Water Reactor Fuel Rod Design. Nuclear Technology. V.53,

- June 1981. p.326-343.
- /44/ KATCOFF, S. Fission - Product Yields from Neutron - Induced Fission. *Nucleonics* 18(11), 1960. p.201-208.
- /45/ SILVA, A.T.; MARRA NETO, A. Utilização do Código FRAPCON-1 na Especificação de Parâmetros de Projeto de Pastilhas UO₂ de PWR's. Public. IPEN 191, São Paulo, Ago. 1988.

APÊNDICE A

EQUAÇÕES PARA TRANSFERÊNCIA DE CALOR

1. Cálculo Térmico na Placa Combustível Tipo Caramelo

1.1 Temperatura no Refrigerante

As temperaturas do fluido refrigerante ao longo do comprimento aquecido do combustível foram obtidas por meio do cálculo do ganho de entalpia desde a entrada do canal até o ponto desejado, supondo-se condições de estado estacionário.

O comprimento do combustível foi dividido em segmentos axiais. No centro de cada segmento axial foram atribuídas as frações da potência total correspondentes à distribuição cossenoidal de potência adotada.

Assumiu-se que: /14/, /17/

(a) Calor gerado até um nível axial j = Calor absorvido pelo refrigerante até o nível axial j .

(b) A condução do calor é feita na direção da espessura da placa (condução de calor nas outras direções são desprezíveis).

(c) Escoamento monofásico.

As temperaturas do refrigerante em cada posição axial ao longo do comprimento foram obtidas através da seguinte expressão:

$$T_b(z) = T_{in} + \frac{h_j - h_{in}}{C_p}$$

onde:

$T_b(j)$ = temperatura do refrigerante no nível axial j
($^{\circ}\text{C}$)

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

h_j = entalpia do refrigerante no nível axial j
(KJ/Kg)

h_{in} = entalpia do refrigerante na entrada do canal
(KJ/Kg)

C_p = calor específico do refrigerante.

A diferença de entalpia total até o nível axial j é dada a partir do calor total gerado até este nível.

$$(h_j - h_{in}) = q / Q_m$$

onde:

q = calor gerado e transferido para o refrigerante desde o nó axial 0 até o nó axial j ($\text{KW} = \text{KJ/s}$).

Q_m = vazão em massa do refrigerante no canal (Kg/h).

1.2 Temperaturas no Combustível

A temperatura central do combustível foi calculada a partir da temperatura do refrigerante e das elevações sucessivas de temperaturas através da película de

refrigerante, da espessura do revestimento, da interface revestimento - combustível e da meia espessura da plaqueta de UO_2 .

O calor conduzido para fora da superfície do combustível é igual ao calor gerado na metade da plaqueta de UO_2 e é dado por /29/:

$$q_s = q''' \cdot A \cdot S = 2K_f \cdot A \cdot (t_m - t_s) / S = h_{\text{interf.}} \cdot A \cdot (t_s - t_{ci}) = \\ = K_c \cdot A \cdot (t_{ci} - t_{ce}) / c = h_f \cdot A \cdot (t_{ce} - t_f)$$

onde:

q_s = calor gerado (W)

q''' = taxa de geração volumétrica de calor (W/m^3)

A = seção transversal do combustível (m^2)

s = espessura do combustível (m)

c = espessura do revestimento (m)

K_f = condutividade térmica do combustível ($W/m \cdot K$)

K_c = condutividade térmica do revestimento ($W/m \cdot K$)

t_m = temperatura central do combustível ($^{\circ}C$)

t_s = temperatura da superfície do combustível ($^{\circ}C$)

t_{ci} = temperatura da superfície interna do revestimento ($^{\circ}C$)

t_{ce} = temperatura da superfície externa do revestimento ($^{\circ}C$)

t_f = temperatura da água ($^{\circ}C$)

$h_{\text{interf.}}$ = condutância térmica global na interface com-

combustível-revestimento (W/m²·K)

hf = coeficiente de película (W/m²·K)

A energia total gerada nas duas metades da placa (q2s) é duas vezes maior que aquela dada pela equação acima, sendo obtida representando A pela área total de troca de calor do elemento combustível As (área ativa), onde As = 2A.

O coeficiente de película hf foi obtido através da correlação de Dittus - Boelter: /17, 14/.

$$hf = (K/De) \times 0,023 \times Re^{0,8} \times Pr^{0,4}$$

onde:

K = condutividade térmica da água (W/m·K).

De = diâmetro equivalente do canal aquecido (m)

Re = número de Reynolds = $(\rho \cdot v \cdot De) / \mu$

Pr = número de Prandtl = $(\bar{C}_p \cdot \mu) / K$

ρ = massa específica (Kg/m³)

μ = viscosidade dinâmica (Kg/m.h)

v = velocidade do fluido (m/h)

O diâmetro equivalente De é dado por:

$$De = DH = 4RH$$

$$RH = \frac{\text{área transversal do escoamento}}{\text{perímetro molhado}}$$

onde:

DH= diâmetro hidráulico (m)

RH= raio hidráulico (m)

Não foi considerada queda de temperatura através de camada de óxido na superfície externa do revestimento.

A queda de temperatura na interface combustível-revestimento é baseada na seguinte expressão /17/:

$$T_{interf.} = \frac{q}{h_{interf.} \times A} = \frac{q''i}{h_{interf.}}$$

onde:

$T_{interf.}$ = queda de temperatura na interface (°C)

$h_{interf.}$ = condutância térmica global na interface
(W/m² °K)

$q''i$ = fluxo de calor local (W/m²)

Como o combustível fica sempre em contato com o revestimento, o modelo adotado para a queda de temperatura na interface combustível-revestimento foi o desenvolvido por Jacobs e Trodeas /17/.

A equação para a condutância de contato é dada por:

$$h_{interf.} = 7155,1 \times p^{0,219} + Kg/\delta$$

onde:

P = pressão de contato entre o revestimento e o combustível (N/m^2).

K_g = condutividade da mistura do gás existente na interface ($W/m \text{ } ^\circ K$)

\bar{d} = desvio médio quadrático da rugosidade superficial na interface combustível-revestimento

$$\bar{d} = 4,39 \times 10^{-4} \text{ m } /17/$$

Considerou-se somente existência do gás Hélio na interface combustível-revestimento. A correlação da condutividade térmica para o gás é a seguinte /14/:

$$K_{He} = 3.366 \times 10^{-3} T^{0,668}$$

onde:

K = condutividade térmica do gás ($W/m \text{ } ^\circ K$)

T = temperatura ($^\circ K$)

Valores considerados

$$K_{He} (623 \text{ } ^\circ K) = 0,2476 \text{ W/m } ^\circ K$$

$$P = 15,494 \times 10^6 \text{ N/m}^2$$

O valor para a condutância de contato para a

interface combustível-revestimento obtida foi:

$$h_{inter.} = 269260 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{K}$$

2- Propriedades Físicas dos Materiais

2.1 - Água

Propriedades físicas da água a 300 °C /29/, mantidas constantes ao longo do núcleo:

$$C_p = 1,31 \text{ Kcal/ Kg } ^\circ\text{C}$$

$$\mu = 0,3378 \text{ Kg/m. hr}$$

$$K = 0,5522 \text{ W/m } ^\circ\text{C}$$

$$\rho = 724,02 \text{ Kg/m}^3$$

2.2 - UO₂

Valores para a condutividade térmica do UO₂ foram obtidos do MATPRO /18/, para a faixa de temperatura de 350 °C a 1200 °C e densidade igual a 95 % DT.

$$K = 0,06 - 0,000030769 T$$

onde:

K= condutividade térmica (W/cm)

T= temperatura (°C)

Outras propriedades /6/

Coeficiente de expansão térmica ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	= 10,1 (para $T = 1000^{\circ}\text{C}$)
Calor específico (cal/g $^{\circ}\text{C}$)	= 0,065 (427°C)
Coeficiente de Poisson	= 0,3
Módulo de elasticidade (MPa)	= $1,8 \times 10^5$
Resistência à tração (MPa)	= 35
Resistência à compressão (MPa)	= 1000

2.3 - Zircaloy-4 /18, 33, 34/

Conductividade térmica (W/m $^{\circ}\text{C}$)	= 12,7 (20°C)
	= 15,8 (350°C)
Densidade (g/cm ³)	= 6,55
Temperatura de fusão ($^{\circ}\text{C}$)	= 1825
Módulo de elasticidade (10^9 N/m ²)	= 77 (357°C)
Coeficiente de expansão térmica ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	= 6,7 (30 a 727°C)
Coeficiente de Poisson	= 0,33
Tensão de escoamento (MPa)	= 330 (20°C)
	= 110 (350°C)
Tensão de ruptura (MPa)	= 440 (20°C)
	= 220 (350°C)

APÊNDICE B
MÉTODOS TERMO-HIDRÁULICOS APLICÁVEIS A ELEMENTOS
COMBUSTÍVEIS PARA PWR

O projeto de um elemento combustível para PWR requer informações termo-hidráulicas básicas tais como:

- 1) queda de pressão através do elemento combustível;
- 2) velocidade crítica do refrigerante;
- 3) fluxo de calor crítico.

Este apêndice apresenta as correlações usadas para obter as informações acima.

1 - Queda de Pressão ao Longo do Canal de Refrigeração

1.1 - Queda de Pressão Através das Varetas Combustíveis

A queda de pressão ao longo de um canal de refrigeração de um EC tipo vareta pode ser expressa como:

$$\Delta P_{\text{canal}} = \Delta P_{\text{atrito}} + \Delta P_{\text{gr}}$$

Os termos considerados podem ser escritos por:

$$\Delta P_{\text{atrito}} = f \cdot \frac{L}{De} \cdot \rho \cdot \frac{v^2}{2}$$

$$\Delta P_{gr} = n \cdot K_{gr} \cdot \rho \cdot \frac{v_i^2}{2}$$

Pode-se então escrever da seguinte forma:

$$\Delta P_{canal} = \left(f \cdot \frac{L}{De} \cdot v^2 + n \cdot K_{gr} \cdot v_i^2 \right) \frac{\rho}{2}$$

onde:

- f = coeficiente de atrito
- L = comprimento da vareta combustível (m)
- De = diâmetro equivalente do canal (m)
- n = número de grades espaçadoras ao longo do canal
- K_{gr} = coeficiente de perda de pressão nas grades espaçadoras devido à mudança de forma na seção transversal do canal
- v = velocidade de escoamento no canal (m/s)
- v_i = velocidade de escoamento na posição da grade espaçadora (m/s)
- ρ = massa específica do fluido refrigerante (Kg/m³)
- ΔP_{canal} = queda de pressão ao longo do canal (Kg/m.s²)

Coeficiente de atrito f

O coeficiente de atrito f foi obtido através do gráfico de Moody /31/ em função da razão entre a rugosidade superficial e o diâmetro do tubo e também em função do número de Reynolds. Os valores utilizados foram:

$$\text{rugosidade superficial da vareta} \quad Ra = 0,7 \mu\text{m} /32/$$

$$\text{diâmetro externo do tubo} \quad de = 9,5 \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$E = \frac{\text{rugosidade}}{de} = \frac{0,7 \times 10^{-7}}{9,5 \times 10^{-3}} = 7,4 \times 10^{-4}$$

$$Re = \frac{\rho \cdot V \cdot De}{\mu} = \frac{Vm \cdot De}{\mu}$$

onde:

$$Vm = 12,55 \times 10^6 \text{ Kg/h.m}^2$$

$$De = 0,01084 \text{ m}$$

$$\mu = 0,3378 \text{ Kg/m.h}^2$$

Substituindo os valores foi obtido $Re = 4,03 \times 10^5$

Com os valores de E e Re obtidos, encontrou-se o valor $f = 0,014$.

Coefficiente de perda de pressão nas grades espaçadoras K_{gr}

São utilizados dois tipos de grades espaçadoras nos elementos combustíveis do reator de referência Angra-I: sem aletas misturadoras e com aletas misturadoras, com os seguintes valores /27/:

$K_s = 1,1$ para grade sem aletas;

$K_c = 2,3$ para grade com aletas.

No EC tipo vareta de comparação, foi adotada a utilização de 3 grades sem aletas.

Velocidade de escoamento na posição da grade espaçadora V_i

A velocidade de escoamento V_i foi estimada em função da área livre de passagem do canal de refrigeração na posição da grade espaçadora.

$$A_{livre} = A_p - A_{gr}$$

onde:

A_p = área de passagem de água no canal=

$$p^2 - (\pi d^2/4) = 80,9 \text{ mm}^2$$

A_{gr} = área da seção transversal das tiras da grade espaçadora no canal = $7,5 \text{ mm}^2$ (estimada para os dados da grade utilizada no EC de Angra-I /15/).

$$A_{livre} = 80,9 - 7,5 = 73,4 \text{ mm}^2$$

assim:

$$V_i = V \times \frac{A_p}{A_{livre}} \quad \text{onde } V = \frac{V_m}{\rho} = 4,81 \text{ m/s}$$

$$V_i = 4,81 \times \frac{80,9}{73,4} = 5,3 \text{ m/s}$$

Substituindo os valores na expressão de queda de pressão ao longo do canal, tem-se:

$$\Delta P_{\text{canal}} = 45456 \text{ Kg/m.s}^2 = 0,46 \text{ bar}$$

1.2 - Queda de Pressão Através das Placas Combustíveis

Tipo Caramelo

A queda de pressão ao longo de um canal de refrigeração de um EC tipo caramelo pode ser expresso como:

$$\Delta P_{\text{canal}} = \Delta P_{\text{en}} + \Delta P_{\text{atrito}} + \Delta P_{\text{ex}}$$

Estes termos podem ser escritos por:

$$\Delta P_{\text{en}} = \frac{K_{\text{en}} \cdot \rho \cdot V^2}{2}$$

$$\Delta P_{\text{atrito}} = \frac{4 \cdot f \cdot L_c \cdot \rho \cdot V^2}{2 D_e}$$

$$\Delta P_{\text{ex}} = \frac{\rho \cdot (V - V_0)^2}{2}$$

Pode-se então escrever da seguinte forma:

$$\Delta P_{\text{canal}} = \left(K_{\text{en}} \cdot V^2 + 4 \cdot f \cdot \frac{L_c}{D_e} \cdot V^2 + (V - V_0)^2 \right) \frac{\rho}{2}$$

onde:

K = coeficiente de perda de pressão na entrada do canal.

f = coeficiente de atrito

L_c = comprimento da placa combustível (m)

D_e = diâmetro equivalente do canal (m)

V = velocidade de escoamento no canal (m/s)

V_0 = velocidade de escoamento na entrada do bocal do EC (m/s)

ρ = massa específica do fluido refrigerante (Kg/m³)

ΔP_{canal} = queda de pressão ao longo do canal (Kg/m.s²)

Um valor conservativo para o coeficiente de perda na entrada é $K = 0,5$. Para fluxo turbulento em canais planos, fator de atrito f pode ser expresso por /8/:

$$f = 0,0791 / Re^{0,25} \quad \text{para } 5000 < Re < 51094$$

e

$$f = 0,0460 / Re^{0,20} \quad \text{para } 51094 < Re$$

Assumindo uma densidade do refrigerante constante,

$$\frac{V_o}{V} = \frac{A_c}{A_o}$$

onde, A_c é a área da seção transversal do canal refrigerante no elemento combustível e A_o é a área da seção transversal do bocal imediatamente acima da saída do canal. A razão entre as áreas acima usadas para calcular a perda de pressão na saída do canal pode ser escrita como:

$$\frac{A_c}{A_o} = \frac{(N_f - 1) t_w}{t_e - t_w - 2 t_m - 4 t_c}$$

onde N_f é o número de placas combustíveis, t_w é a espessura do canal de refrigeração (cm), t_e é a espessura de uma placa

combustível (cm), t_m é a espessura do combustível no interior da placa (cm) e t_c é a espessura do revestimento (cm).

A vazão em volume (Q) através do elemento combustível é dada por:

$$Q = 0,36 \cdot Nf \cdot V \cdot W \cdot Tw$$

onde Q é dada em M^3/h , v é a velocidade da água no canal (m/s) e W é a largura do canal de refrigeração (cm).

Valores utilizados nos cálculos bem como os coeficientes de atrito f obtidos para os dois EC's tipo caramelo estão apresentados abaixo:

	EC 34 placas	EC 17 placas
Vazão em volume (Q) por conjunto 2 EC's (M ³ /s)	0,1034	0,1034
Vazão por canal de refrigeração (M ³ /s)	0,00152	0,00304
Vazão em massa (Qm) por canal de refrigeração (Kg/h)	3960	7920
Velocidade no canal (m/s)	5,65	5,93
Velocidade na entrada do bocal v ₀ (m/s)	3,28	3,28
Diâmetro equivalente do canal D _e (m)	0,006040	0,011147
Número de Reynolds Re	263317	510042
Coefficiente de atrito f	0,0038	0,0033

Os valores de queda de pressão ao longo do canal de refrigeração obtidos foram:

$$\Delta P_{\text{canal}} (\text{EC 34 placas}) = 37475 \text{ Kg/m.s}^2 = 0,38 \text{ bar}$$

$$\Delta P_{\text{canal}} (\text{EC 17 placas}) = 24283 \text{ Kg/m.s}^2 = 0,25 \text{ bar}$$

2 - Velocidade Crítica de Escoamento do Fluido

Devido às tolerâncias existentes na fabricação, pode não existir um perfeito paralelismo entre as placas combustíveis. No caso, existirão alguns canais que estarão mais fechados que outros. No estreitamento do canal ocorre um aumento da velocidade do fluido e uma conseqüente diminuição da pressão estática do fluido. Por outro lado, no ponto contrário ao estreitamento da seção, há uma diminuição de velocidade e um aumento da pressão estática. O diferencial de pressão é proporcional ao quadrado da velocidade /8/.

A velocidade do refrigerante que torna o gradiente de pressão da ordem da carga crítica de flambagem da placa é denominada velocidade crítica. A essa velocidade, as placas tornam-se instáveis e grandes deflexões podem ocorrer. Essas deflexões podem causar um sobreaquecimento das placas combustíveis e possivelmente um completo bloqueio do fluido refrigerante. Miller /8/ derivou uma fórmula para a velocidade crítica baseada nas interações entre as variações das áreas transversais do canal de refrigeração, velocidades do refrigerante e pressões em dois canais adjacente. Para efeito de projeto, recomenda-se que a velocidade do refrigerante seja limitada a 2/3 da velocidade crítica dada por Miller, isto é:

$$V_{crit} = \frac{2}{3} \frac{15 \times 10^5 \cdot E \cdot (t_p^3 - t_m^3) t_w}{\rho \cdot w^4 (1 - \nu^2)} \quad 1/2$$

onde:

V_{crit} = velocidade crítica de escoamento (m/s)

E = módulo de elasticidade das placas
(Kgf/cm²)

t_p = espessura da placa combustível (cm)

t_m = espessura do núcleo da placa combustível (cm)

ρ = massa específica da água (Kg/m³)

w = largura do canal de refrigeração (cm)

ν = coeficiente de Poisson (adimensional)

3- Correlações para DNB ("Departure From Nucleate Boiling")

Dados aceitáveis sobre o fluxo de calor crítico são necessários desde que DNB é um critério limitante no projeto do reator. As referências /29/ e /8/ apresentam respectivamente correlações que podem ser usadas para determinação do fluxo de calor crítico: 1) a correlação de Jens e Lottes e 2) a correlação de Labuntsov.

A correlação de Jens e Lottes é dada por:

$$q^{\circ}c = c \left(\frac{G}{10^6} \right)^m (t_{\text{sat}} - t_b)^{0,22}$$

onde:

t_{sat} = temperatura de saturação (°F)

t_b = temperatura do refrigerante (°F)

c, m = constantes, dependentes da pressão

(ver quadro abaixo)

G = vazão mássica (lbm/hr.ft²)

Constantes aplicáveis: /29/

Pressão da água (psia)	$c \times 10^{-6}$	m
500	0,817	0,160
1000	0,627	0,275
2000	0,445	0,500
3000	0,250	0,730

A correlação acima é válida na seguinte faixa de parâmetros:

Vazão: $0,96 \times 10^6$ G $7,8 \times 10^6$ bm/hr.ft²

Faixa de Subresfriamento: 5,5 °F a 163°F

A correlação de Labuntsov é dada por:

$$q''_c = 145 \theta (P) \left[1 + 2,5 V^2/\theta (P) \right]^{1/4} (1 + 15,1 C_p \Delta T_{sub}/\lambda P^{1/2})$$

$$\theta(P) = 0,99531 P^{1/3} (1 - P/P_c)^{4/3}$$

$$T_{sub} = T_{sat} - T_{in} - \Delta T_c$$

onde:

q''_c = fluxo de calor crítico (w/cm²)

P = pressão do refrigerante (bar)

P_c = pressão crítica do refrigerante (bar)

V = velocidade do refrigerante no canal (m/s)

c_p = calor específico (KJ/kg°C)

T_{sat} = temperatura de saturação (°C)

T_{in} = temperatura na entrada do canal (°C)

ΔT_c = ganho de temperatura ao longo do canal (°C)

ΔT_{sub} = subresfriamento (°C)

λ = h_{fg} = entalpia de vaporização (KJ/Kg)

Esta correlação é válida na seguinte faixa de

parâmetros:

Qualidade do vapor :	0
Velocidade :	0,7 a 45 m/s
Pressão :	1 a 200 bar (abs)
Subresfriamento :	0 a 240 °C
q''_c :	116 a 5234 W/cm ²

APÊNDICE C
EXPRESSÕES PARA CÁLCULO DE TENSÕES

Para o cálculo do nível de tensões existentes no tubo de revestimento da vareta combustível, devido à soma dos efeitos dos carregamentos de pressão, fornecidos pelo programa FRAPCON-1, e dos efeitos do gradiente térmico existente, foram utilizadas as expressões seguintes /46/:

Tensões devido à gradiente de pressão:

$$\sigma_{rp}(r) = \frac{r_i^2 p_i - r_o^2 p_o}{r_o^2 - r_i^2} - \frac{(p_i - p_o)r_i^2 r_o^2}{r^2 (r_o^2 - r_i^2)}$$

$$\sigma_{zp}(r) = \frac{r_i^2 p_i - r_o^2 p_o}{r_o^2 - r_i^2}$$

$$\sigma_{tp}(r) = \frac{r_i^2 p_i - r_o^2 p_o}{r_o^2 - r_i^2} + \frac{r_i^2 r_o^2}{r} \cdot \frac{(p_i - p_o)}{(r_o^2 - r_i^2)}$$

onde:

$\sigma_{rp}(r)$, $\sigma_{zp}(r)$, $\sigma_{tp}(r)$ = tensões radial, axial e tangencial devido ao gradiente de pressão, na posição de raio r , respectivamente (MPa).

r_i = raio interno (mm)

r_o = raio externo (mm)

p_i = pressão interna (MPa)

p_o = pressão externa (MPa)

r = raio genérico (mm)

Tensões devido ao gradiente de temperaturas:

$$\sigma_{r_t}(r) = \frac{E \alpha (T_i - T_o)}{2(1-\nu) \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right)} \left[- \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right) - \frac{r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \left(1 - \frac{r_o^2}{r^2}\right) \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right) \right]$$

$$\sigma_{z_t}(r) = \frac{E \alpha (T_i - T_o)}{2(1-\nu) \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right)} \left[1 - 2 \ln\left(\frac{r_o}{r}\right) - 2 \frac{r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right) \right]$$

$$\sigma_{t_t}(r) = \frac{E \alpha (T_i - T_o)}{2(1-\nu) \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right)} \left[1 - \ln\left(\frac{r_o}{r}\right) - \frac{r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \left(1 + \frac{r_o^2}{r}\right) \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right) \right]$$

onde:

$\sigma_{r_t}(r)$, $\sigma_{z_t}(r)$, $\sigma_{t_t}(r)$ = tensões radial, axial e tan -

gencial devido ao gradiente

térmico, na posição de raio r , respectivamente (MPa).

ν = coeficiente de Poisson (adimensional).

E = módulo de elasticidade do material de revestimento (Pa).

α = coeficiente de expansão térmica
do material de revestimento
($^{\circ}\text{C}^{-1}$).

T_i = temperatura na superfície inter-
na ($^{\circ}\text{C}$).

T_o = temperatura na superfície exter-
na ($^{\circ}\text{C}$).

Tensões Totais:

$$\sigma_r (r) = \sigma_{rp} (r) + \sigma_{rt} (r)$$

$$\sigma_z (r) = \sigma_{zp} (r) + \sigma_{zt} (r)$$

$$\sigma_t (r) = \sigma_{tp} (r) + \sigma_{tt} (r)$$

Tensão Equivalente: (Von Mises)

$$\sigma_{eq} = \sqrt{1/2 \left[(\sigma_t - \sigma_r)^2 + (\sigma_t - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 \right]}$$

onde:

σ_{eq} = tensão equivalente atuante (MPa).

σ_r , σ_z , σ_t = tensões radial, axial e tangencial totais
obtidas na posição de raio r , respectiva-
mente (MPa).

APÊNDICE D

CORRELAÇÕES PARA INCHAMENTO, DENSIFICAÇÃO E LIBERAÇÃO
DE GASES DE FISSÃO NO COMBUSTÍVEL

1 - Inchamento/Densificação

1.1 - Correlações

O comportamento integrado dos efeitos de inchamento e de densificação é dado pelas relações abaixo, contidas no MATPRO /18/:

$$\Delta V/V = (\Delta V/V)_{\text{inchamento}} + (\Delta V/V)_{\text{densificação}}$$

onde:

$$\Delta V/V = \text{variação volumétrica total (fracional)}$$

O inchamento é um aumento de volume no combustível causado pelos produtos de fissão sólidos e gasosos:

$$(\Delta V/V)_{\text{inchamento}} = S_s + S_g$$

A correlação para o inchamento devido aos produtos de fissão sólidos é:

$$S_s = 2,5 \times 10^{-29} B_s \quad (\text{independente da temperatura})$$

onde:

S_s = variação volumétrica fracional devido aos produtos de fissão sólidos

B_s = queima durante o intervalo de tempo (fissões/m³)

A correlação para o inchamento, devido aos produtos de fissão gasosos, para temperaturas no combustível abaixo de

2800 °K, é dada por:

$$Sg = 8,8 \times 10^{-56} (2800 - T)^{11,73} \times e^{(-0,0162(2800-T))} \times e^{(-8,0 \times 10^{-27} B)} \times B_s$$

onde:

Sg= mudança de volume devido aos produtos de fissão gasosos
(m³/(fissões/m³))

T = temperatura (°K)

B = queima total do combustível (fissões/m³)

Bs= queima durante o intervalo de tempo (fissões/m³)

Para temperaturas no combustível acima de 2800 °K:

Sg= 0.0

A variação do volume do combustível devido a densificação, ao longo da queima, pode ser expressa por:

$$(\Delta V/V) \text{ densificação} = 3 (\Delta L/L) \text{ densif.}$$

e

$$(\Delta L/L) \text{ densif.} = (\Delta L/L)_m + \exp^{-3(B+C)} + 2,0 \exp^{-35(B+C)}$$

sendo:

$$(\Delta 1/1)_m = -22,2 (100 - D) / (T_{\text{sent}} - 1453) ; \text{ para } T < 1000^\circ\text{K}$$

$$(\Delta 1/1)_m = -66,6 (100 - D) / (T_{\text{sent}} - 1453) ; \text{ para } T \geq 1000^\circ\text{K}$$

onde:

$(\Delta L/L)_m$ = máxima mudança dimensional possível no combustível devido a irradiação (percentual)

B = queima do combustível (MWD/Kg U)

C = constante determinada usando a condição de contorno $(\Delta L/L)_{\text{densif}} = 0$ quando $B = 0$

D = densidade em relação a densidade teórica (percentual)

$T_{\text{ sint}}$ = temperatura de sinterização ($^{\circ}\text{K}$) = $1873^{\circ}\text{K} / 18$

T = temperatura do combustível ($^{\circ}\text{K}$)

1.2 - Valores e Coeficientes Utilizados nos Cálculos

Queima

A queima expressa em (fissões/ m^3) para o UO_2 , foi obtida através da relação:

$$(\text{Fissões}/\text{m}^3) = (\text{MWD}/\text{tonU}) \times (\text{UO}_2) \times f \times (\text{Fissões}/\text{MWD})$$

onde:

$\rho(\text{UO}_2)$ = densidade do combustível (ton/m^3) = 10,41 (95% DT)

f = fração em peso de urânio no UO_2

$$f = \frac{r M_{ff} + (1 - r) M_{nf}}{r M_{ff} + (1 - r) M_{nf} + M_{\text{O}_2}} \quad /29/$$

r = enriquecimento (percentual)

$$M_{ff} = M_{U-235} = 235,0439 \quad /29/$$

$$M_{nf} = M_{U-238} = 238,0508 \quad /29/$$

$$M_0 = 15,9944 \quad /29/$$

$$(Fissões/MWD) \quad 2,562287 \times 10^{21} \text{ fissões/MWD} \quad /29/$$

Temperaturas do Combustível

Para o caramelo de 4,00 mm de espessura, foram consideradas 4 faixas de 0,5 mm de espessura, a partir do centro, com as seguintes temperaturas médias (figura 25):

$$1 \text{ faixa} - \quad \bar{T} = 1175 \text{ }^{\circ}\text{K}$$

$$2 \text{ faixa} - \quad \bar{T} = 1093 \text{ }^{\circ}\text{K}$$

$$3 \text{ faixa} - \quad \bar{T} = 908 \text{ }^{\circ}\text{K}$$

$$4 \text{ faixa} - \quad \bar{T} = 735 \text{ }^{\circ}\text{K}$$

constante C

Valores obtidos para condição de contorno $\Delta L/L=0$ quando $B=0$, para as duas faixas de temperatura são:

$$C = 0,4439358 \quad (\text{para } T < 1000 \text{ }^{\circ}\text{K})$$

$$C = 0,1019279 \quad (\text{para } T \geq 1000 \text{ }^{\circ}\text{K})$$

2 - Correlações para Liberação de Gases de Fissão

2.1 - Liberação de Gases de Fissão para os Contornos de

Grão /18/

A fração F_{LG} do total dos gases de fissão formados no interior do grão, que é liberada para o contorno de grão, é:

$$F_{LG} = 1 - \frac{(1 - K_1) (1 - \exp(-K_1 K_2 t))}{t K_1 K_2}$$

onde:

K_1 = probabilidade de liberação direta dos gases formados no interior do grão para o contorno de grão

K_2 = probabilidade de liberação de gases de fissão aprisionados em defeitos intragranulares para o contorno de grão.

t = intervalo de tempo.

Os valores dos coeficientes K_1 e K_2 são dados por:

$$K_1 = 9 \times 10^7 \exp(-45289,9/T) + 0,0005$$

$$K_2 = 0,0001 \left\{ 1,0 - \left[\exp\left(\frac{T - 1900}{400}\right) + 1 \right]^{-1} + \exp\left(\frac{-1,25 \times 10^{14}}{B^3}\right) \right\}$$

onde:

T= temperatura média da faixa de combustível (°K)

B= queima do combustível (MWD/ton U)

As constantes da expressão para K_2 /18/ fazem com que a liberação de gases de fissão aumente rapidamente quando a temperatura do combustível aumenta acima de 1600 °K ou quando o combustível é irradiado acima de 30.000 MWD/ton U).

Para uma dada faixa ou espessura de combustível considerada, a quantidade de gases de fissão que é liberada para os contornos de grão é dada por:

$$G_{cc} = (F \times G_p) + G_a (1 - \exp(-K_1 K_2 t))$$

onde:

G_{cc} = gases de fissão liberados na faixa ou espessura considerada para os contornos de grão, durante o intervalo de tempo (moles).

F = fração do total de gases de fissão formados no interior do grão, que é liberada para o contorno de grão.

G_p = gases de fissão produzidos na faixa ou espessura considerada, durante o intervalo de tempo (moles).

G_a = gases de fissão aprisionados em defeitos intragranulares na faixa ou espessura considerada, durante o intervalo de tempo (moles).

t = intervalo de tempo (s)

K_1, K_2 = valores de K_1 e K_2 durante o intervalo de tempo.

2.2 - Liberação de Gases de Fissão Acumulados nos Contornos de Grão /18/

A fração F_{LCG} do total de gases de fissão acumulados nos contornos de grão, que é liberada para o volume livre existente no interior da vareta combustível ou para a porosidade aberta da plaqueta combustível tipo caramelo, é:

(1) Para temperaturas até 2100 °K:

$$F_{LCG} = 1 - \operatorname{erf}(\rho) + \exp(-1,25 \times 10^{14} / B^3)$$

(2) Para temperaturas acima de 2100 °K:

$$F_{LCG} = 1 - \operatorname{erf}(\rho) / (T - 2099) + \exp\left(\frac{-1,25 \times 10^{14}}{B^3}\right)$$

onde:

$$\rho = \left[1 + 10^5 (x^{-1} - 1) g^{-3} \right]^{-1}$$

ρ = parâmetro microestrutural

g = diâmetro do grão (μm)

x = porosidade fracional do combustível

$$\begin{aligned} \text{erf}(x) = & 1,0 - 0,348024 * 1,0 / (1,0 + 0,47047 * x) + \\ & 0,0958798 * (1,0 / (1,0 + 0,47047 * x)) ** 2,0 - \\ & 0,7478556 * (1,0 / (1,0 + 0,47047 * x)) ** 3,0 + \\ & 0,000025 \end{aligned}$$

Finalmente, para uma dada faixa ou espessura d combustível considerada, a quantidade total de gases d fissão que é liberada dos contornos de grão para o volum livre existente no interior da vareta combustível ou d compartimento estanque do combustível caramelo é:

$$G_L = F_{LCG} * G_{CC}$$

onde:

G_L = quantidade total de gases liberados para o volume livre (moles)

F_{LCG} , G_{CC} = conforme definidos anteriormente.

A liberação fracional de gás de fissão F (fração d total de gás de fissão produzido que é liberada), ao longo d queima, é dada por:

$$F = G_L / G_P$$

2.3- Valores e Coeficientes Utilizados nos Cálculos

1) Cálculo dos gases de fissão produzidos na faixa ou espessura de combustível considerada (G_p)

$$G_p = \text{N}^\circ \text{ de fissões} \times \text{"Yield"} \text{ dos produtos de fissão gasosos}$$

onde:

N° fissões = número de fissões ocorridas no volume da faixa considerada (fissões). Tratado no item 1.2.

"Yield" = rendimento de produção de determinado elemento químico a partir da fissão do átomo de urânio (percentual).

Foram considerados os dois principais produtos de fissão gasosos, tratados em literatura, que são liberados: Xe e Kr.

"Yield" dos produtos de fissão Xe e Kr /44/

Isótopo	"Yield" (%) átomos do isótopo formado por cada fissão
Kr	
Kr-83	0,54
Kr-84	1,00
Kr-85	0,29

Kr-86	2,02	
		3,85 %
Xe		
Xe-131	2,93	
Xe-132	4,38	
Xe-133	6,62	
Xe-134	8,06	
Xe-135	6,30	
		28,29 %
	Total	32,14 %

O volume de uma faixa de combustível V , é dado por $V = H \times L \times E$, onde para o combustível caramelo tem-se: $H = 20\text{mm}$; $L = 20 \text{ }\mu\text{m}$ e $E = 0,5 \text{ mm}$. O volume considerado nos cálculos para uma faixa de combustível foi $V = 2 \times 10^{-7} \text{ m}^3$.

O número de moles de gases formados na faixa foi obtido considerando-se a lei dos gases ideais, onde :

1 mol de gás (CNPT) possuem $6,0225 \times 10^{23}$ átomos

assim:

$$G_p \text{ (moles)} = \frac{\text{átomos formados na faixa}}{6,0225 \times 10^{23} \text{ átomos/mol}}$$

2) Temperaturas Médias das Faixas

As temperaturas médias utilizadas para cada faixa de 0,5 mm do combustível caramelo (espessura 4,00 mm), foram:

$$1 \text{ faixa} - \bar{T} = 1175 \text{ }^{\circ}\text{K}$$

$$2 \text{ faixa} - \bar{T} = 1093 \text{ }^{\circ}\text{K}$$

$$3 \text{ faixa} - \bar{T} = 908 \text{ }^{\circ}\text{K}$$

$$4 \text{ faixa} - \bar{T} = 735 \text{ }^{\circ}\text{K}$$

3) Características do Combustível /45/

Porosidade aberta $A < 4 \%$

Tamanho de grão = 3 a 30 μm ; valor médio adot. = 10 μm

Tamanho dos poros = 1 a 10 μm

4) Volume Livre

O volume livre considerado para o combustível caramelo foi a soma do volume da porosidade aberta do combustível e do volume devido a rugosidade do revestimento.

$$V \text{ livre} = V \text{ poros. aberta} + V \text{ rugosid.}$$

onde:

$$V \text{ poros. aberta} = V \text{ vazios} \times A$$

$$\text{e } V \text{ vazios} = \text{volume de vazios no combustível (cm}^3\text{)}$$

$$A = \text{porosidade aberta (percentual)}$$

O volume livre devido à rugosidade do revestimento foi estimado a partir de um valor de rugosidade $R_a = 0,7\mu\text{m}$ (adotado mesmo valor especificado para varetas) e da área

interna do compartimento do caramelo 4 mm.

2.4 - Cálculo da Pressão Interna do Volume Livre

O cálculo da pressão interna foi baseado na lei do gás ideal /43/.

$$P = n R \bar{T} / V$$

onde:

P = pressão interna do volume livre (atm)

n = número de moles de gás liberado mais o número de moles do gás de enchimento inicial (moles)

\bar{T} = temperatura média do espaço vazio (°K)

R = Constante Universal dos Gases

$$= 82,06 \text{ cm}^3 \cdot \text{atm} / \text{°K} \cdot \text{mol} \quad /31/$$

V = volume total do espaço vazio (item 2.3) (cm³)

Fatores de conversão utilizados para os resultados obtidos /31/:

$$1 \text{ atm (fis)} = 1,033 \text{ Kg/cm}^2 = 0,101234 \text{ N/mm}^2$$

$$1 \text{ Kg/cm}^2 = 1 \text{ bar.}$$