
INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
SECRETARIA DA INDÚSTRIA, COMÉRCIO, CIÊNCIA E TECNOLOGIA
AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

**SIMULAÇÃO DE ACIDENTES DE REATIVIDADE NO REATOR
TIPO HTGR – FORT SAINT VRAIN**

Gerson Fainer

Dissertação apresentada ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares como parte dos requisitos para obtenção do Grau de "Mestre - Área de reatores Nucleares de Potência e Tecnologia do Combustível Nuclear"

Orientador Dr José Antonio Díaz Dieguez

4 2 034 36

São Paulo
1980

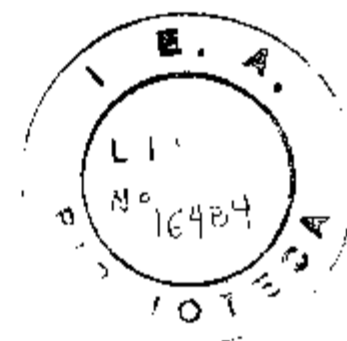
INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
SECRETARIA DA INDÚSTRIA COMÉRCIO CIÊNCIA E TECNOLOGIA
AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

SIMULAÇÃO DE ACIDENTES DE REATIVIDADE NO REATOR
TIPO HTGR – FORT SAINT VRAIN

Gerson Fauser

Disertação apresentada ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares como parte dos requisitos para obtenção do grau de Mestre – Área de Reatores Nucleares de Potência e Tecnologia do Combustível Nuclear

Orientador: Dr. José Antonio Diaz Dieguez



SÃO PAULO
1980

A meus pais
Saverio Fainer e Santa Dias Fainer
e a minhas irmãs
Janira Fainer Bastos e Nuvia Maria Fainer

AGRADECIMENTOS

Ao Dr. José Antonio Diaz Dieguez pela Orientação

Ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares

Ao pessoal da Área de Aplicações Científicas do Centro de Processamento de Dados do IPEN, particularmente ao Rogério Silveira Bello e a Edna M. Lourenção

Ao Ney Freitas de Quadros, do Centro de Metalurgia Nuclear do IPEN

A Vera Lúcia Correia

Ao Dr. Irineu de Azevedo Bastos

A todos os meus amigos do CEN

A todos as pessoas que contribuíram direta ou indiretamente na realização deste trabalho

"SIMULAÇÃO DE ACIDENTES DE REATIVIDADE NO REATOR TIPO HTGR-FORT SAINT VRAIN"

RESUMO

Neste trabalho foi realizada uma análise de acidentes de inserção de reatividade no reator tipo HTGR - Fort Saint Vrain. Foram analisados transientes decorrentes dos seguintes acidentes: 1) retirada lenta de um par de barras de controle, 2) ejeção (retirada rápida) de um par de barras de controle, 3) retirada lenta de um par de barras de controle com fonte de neutrons no núcleo e 4) retirada lenta de todas as barras de controle. Para os dois primeiros acidentes, foi analisada, também, a influência da condutividade térmica da camada interna das partículas de combustível. O código de computador BLOOST-6 foi utilizado em todas estas simulações. Os resultados obtidos para o estado estacionário, mostraram-se consistentes com os dados de projeto do reator. Para os transientes analisados, verificamos que, com exceção do primeiro acidente, todos os outros levam à ruptura da partícula de combustível.

"A REACTIVITY ACCIDENTS SIMULATION OF THE FORT SAINT VRAIN HTGR"

ABSTRACT

A reactivity accidents analysis of the Fort Saint Vrain HTGR was made. The following accidents were analysed: 1) A rod pair withdrawal accident during normal operation, 2) A rod pair ejection accident, 3) A rod pair withdrawal accident during startup operations at source levels and 4) Multiple rod pair withdrawal accident. All the simulations were performed by using the BLOOST-6 nuclear code. The steady state reactor operation results obtained with the code were consistent with the design reactor data. The numerical analysis showed that all accidents - except the first one - cause particle failure.

ÍNDICE

	Pág
CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	1
1 1 O ciclo dos reatores a gás	1
1 1 1 O reator HTGR	6
1 1 1 1 Combustível	8
1 1 1 2 Elemento combustível	11
1 1 1 3 O núcleo do reator	11
1 2 Segurança em reatores	15
1 2 1 Análise de segurança	15
1 2 2 Segurança nos reatores HTGR	18
1 2 2 1 Sistema de controle do HTGR	21
1 2 3 Utilização do computador em análise de segurança em reatores nucleares	21
1 3 Objetivos	24
CAPÍTULO 2 - DESENVOLVIMENTO DO MODELO MATEMÁTICO	28
2 1 O Código BLOOST-6	28
2 1 1 A Secção KINETIC	30
2 1 2 A Secção FUGRA	34
2 1 3 A Secção RAT	35
2 2 Modelação do elemento combustível	43
2 3 Modelação do combustível para utilizar no programa de computador	44
2 4 Dados de entrada	47
2 4 1 Densidade de potência (\dot{q}) para as partículas físseis	47
2 4 2 Variação de reatividade	52
2 4 3 Dados Geométricos e propriedades dos materiais	53
2 4 3 1 Dados Geométricos	53
2 4 3 2 Propriedades dos Materiais	53
2 4 3 3 Correlações para o hélio	56

	Pág
CAPÍTULO 3 - ANÁLISE DOS RESULTADOS	58
3 1 Estado estacionário	58
3 2 Retirada de um par de barras lentamente	60
3 3 Ejeção de um par de barras de controle (rápido)	63
3 4 Efeito da variação da condutividade térmica da cama da de carbono interna da partícula nos acidentes de retirada lenta e ejeção de um par de barras de con- trole	67
3 5 Retirada lenta de um par de barras de controle com fonte de neutrons presente no núcleo	72
3 6 Retirada de todas as barras lentamente	73
CAPÍTULO 4 - CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS	79
APÊNDICE A - DADOS DE PROJETO E OPERAÇÃO DO REATOR FORT SAINT VRAIN	80
APÊNDICE B - LISTAGEM PARCIAL DO CÓDIGO BLOOST-6	84
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	88

ÍNDICE DE FIGURAS

	Pág
FIGURA 1 1 - Diagrama de fluxo do reator Fort Saint Vrain	9
FIGURA 1 2 - Partículas BISO, TRISO	10
FIGURA 1 3 - Elemento combustível típico	12
FIGURA 1 4 - Elemento combustível de controle	13
FIGURA 1 5 - Elevação do núcleo do reator Fort Saint Vrain	14
FIGURA 1 6 - Plano do núcleo do reator Fort Saint Vrain	14
FIGURA 1 7 - Comparação de riscos entre 100 usinas nucleares e acidentes causados pelo homem	16
FIGURA 1 8 - Comparação de riscos entre 100 usinas nucleares e acidentes naturais	16
FIGURA 1 9 - Barra e mecanismo de controle	22
FIGURA 1 10 - Mecanismo de controle da barra de controle	23
FIGURA 2 1 - Diagrama simplificado do código BLOOST-6	29
FIGURA 2 2 - Malha para se efetuar balanço térmico pelo método das diferenças finitas	37
FIGURA 2 3 - Condições de contorno para a célula equivalente	37
FIGURA 2 4 - Célula principal	45
FIGURA 2 5 - Célula equivalente	46
FIGURA 2 6 - Divisão da célula equivalente em regiões e malha de pontos	48
FIGURA 2 7 - Relação $\frac{q}{q_{ME}}$ em função da altura do canal de combustível para o reator Fort Saint Vrain	50
FIGURA 3 1 - Distribuição de temperaturas nos canais de combustível, moderador e refrigerante para o reator Fort Saint Vrain a plena potência, no estado estacionário	59
FIGURA 3 2 - Variação da potência com o tempo, no caso de acidente de retirada lenta de um par de barras de controle	61

	Pág
FIGURA 3 3 - Distribuição de temperaturas (com o tempo) ao longo do canal de combustível, no caso do acidente de retirada lenta de um par de barras de controle	62
FIGURA 3 4 - Variação da potência com o tempo, no caso do acidente de ejeção de um par de barras de controle	65
FIGURA 3 5 - Distribuição de temperaturas (com o tempo) ao longo do canal de combustível, no caso de um acidente de ejeção de um par de barras de controle	66
FIGURA 3 6 - Distribuição de temperaturas ao longo do canal de combustível após 100 s, para alguns valores da condutividade térmica (k) do "buffer", no caso de um acidente de retirada lenta de um par de barras de controle	69
FIGURA 3 7 - Variação da temperatura (com o tempo) no ponto 'quente', para alguns valores da condutividade térmica (k), no caso do acidente de ejeção de um par de barras de controle	70
FIGURA 3 8 - Distribuição de temperaturas ao longo do canal de combustível após 0,33 s, para alguns valores da condutividade térmica (k) do "buffer", no caso do acidente de ejeção de um par de barras de controle	71
FIGURA 3 9 - Variação da potência com o tempo, no caso do acidente de retirada lenta de um par de barras de controle com fontes de neutrons no núcleo	74
FIGURA 3 10- Distribuição de temperaturas (com o tempo) ao longo do canal de combustível, no caso do acidente de retirada lenta de um par de barras de controle com fonte de neutrons no núcleo	75
FIGURA 3 11- Variação da potência com o tempo, no caso do acidente de retirada lenta de todas as barras de controle	77
FIGURA 3 12- Variação da temperatura no 'ponto quente' com o tempo, para todos os acidentes estudados	78

ÍNDICE DE TABELAS

	Pág
TABELA 1 1 - Mudanças de fase do urânio metálico por ação da Temperatura	3
TABELA 1 2 - Propriedades dos combustíveis, encamisamento e dos refrigerantes utilizados nos reatores	3
TABELA 1 3 - Características de alguns tipos de reatores a gás	5
TABELA 1 4 - Reatores refrigerados a gás, em operação ou em construção	7
TABELA 1 5 - Riscos devidos aos diversos sistemas geradores de eletricidade	17
TABELA 1 6 - Classificação de acidentes segundo a NRC	17
TABELA 1 7 - Valores de reatividade para alguns reatores	20
TABELA 1 8 - Número e porcentagem dos diferentes tipos de defeitos de barras de controle	20
TABELA 1 9 - Códigos utilizados no estudo de cinética de reatores com modelos térmicos	25
TABELA 2 1 - Densidade de potência ao longo do canal de combustível	52
TABELA 2 2 - Variação da reatividade em função do tempo durante o transiente	54
TABELA 2 3 - Propriedades dos neutrons atrasados	55
TABELA 2 4 - Coeficientes de temperatura para o combustível e o moderador	55
TABELA 2 5 - Diâmetro do núcleo e espessura das camadas de carbono das partículas físséis e férteis	57
TABELA 3 1 - Temperaturas de projeto para combustível, grafite e refrigerante no reator Fort Saint Vrain, no estado estacionário a plena potência	60
TABELA 3 2 - Limites de temperatura para a partícula	64
TABELA 3 3 - Tipos de falhas nas partículas	64
TABELA 3 4 - Valores obtidos para a simulação da retirada lenta de um par de barras	64

	Pág
TABELA 3 5 - Valores obtidos para a simulação da ejeção de um par de barras de controle	67
TABELA 3 6 - Temperaturas máximas para o acidente da retirada lenta de um par de barras após 100 s, considerando vários valores da condutividade térmica do "buffer"	72
TABELA 3 7 - Temperatura máxima para o acidente de ejeção de um par de barras, considerando vários valores da condutividade térmica do "buffer"	72
TABELA 3 8 - Dados obtidos para a simulação do acidente de retirada lenta de um par de barras de controle, com fonte de neutrons no núcleo	73

INTRODUÇÃO

1.1 - O ciclo dos reatores a gás

O ciclo dos reatores a gás, começou em 1956, com início de operações do reator CALDER HALL (EXPERIMENTAL)/26/ A sequência de desenvolvimento tecnológico dos reatores a gás, pode ser assim estabelecida

GCR ————— AGR ————— HTGR ————— GCFR
 (1º geração) (2º geração) (3º geração) (4ª geração)

onde

GCR - Gas Cooled Reactor

AGR - Advanced Gas-cooled Reactor

HTGR - High Temperature Gas-cooled Reactor

GCFR - Gas-cooled Fast Breeder Reactor

Os reatores de 1º geração - GCR - tinham como características importante o encamisamento do combustível, constituído por uma liga de magnésio, chamada " MAGNOX " Por isso, este tipo de reator é muitas vezes chamado de MAGNOX Estes reatores tinham grafite para moderador, eram refrigerados com dióxido de carbono (CO₂) e urânio metálico (sem enriquecimento) era usado como combustível O vaso de pressão era de aço carbono e a blindagem primária ou biológica de concreto

A necessidade de construção de reatores de grande porte, aliada à exigência de um aumento na eficiência térmica (consequentemente, um aumento da pressão e temperatura do gás refrigerante) provocaram uma reanálise no projeto desse tipo de reator Para se obter reatores mais potentes e, também, mais econômicos, era necessário, então

1 - Maiores dimensões do núcleo, portanto, maiores dimensões do vaso de pressão

2- Aumento da pressão e da temperatura do gás refrigerante

3- Em decorrência do fator anterior, maiores espessuras para o vaso de pressão eram exigidas

4- E, como consequência, o vaso de concreto de blindagem biológica, seria maior ainda

O desenvolvimento de novos reatores esbarrava, então, em uma série de problemas. Por exemplo, a impossibilidade de serem usinadas peças de aço de grande espessura para soldagem posterior, tornava impraticável a ereção de grandes vasos de pressão em aço.

Surgiram, então, na Inglaterra, os projetos dos reatores OLDBURY e WYLFA / 7/ com vaso de pressão em concreto protendido, tendo a dupla função de realizar a blindagem biológica e conter o gás refrigerante. Teoricamente, o vaso de pressão de concreto protendido não limita a potência do reator, por não impor restrições às dimensões do núcleo e às condições de operação. O uso deste tipo de vaso evita, assim, as dificuldades de controle de qualidade das chapas de aço e padrões de solda para vasos de aço de grande porte e espessura.

Outra vantagem do vaso de pressão de concreto protendido, é que ele pode ser construído no próprio local, evitando o inconveniente de transporte de grandes peças usinadas. Nestes dois reatores ingleses, juntamente com os projetos franceses (SAINT LAURENT 1e2 e BUGEY 1/ 7/), deu-se o maior passo de avanço tecnológico dos reatores GCR.

Apesar deste avanço tecnológico, o GCR apresentava, ainda, certos inconvenientes. O combustível, por ser metálico, tem uma temperatura de fusão bastante baixa (1130°C). Além disso, o urânio metálico apresenta sérios problemas de estabilidade. Conforme TABELA 1.1, 3 fases alotrópicas são experimentadas pelo urânio metálico. Nas temperaturas de operação do GCR, ele se apresenta com estrutura cristalina ortorrômbica (fase α), que se caracteriza por ser altamente anisotrópica, ou seja, apresentar diferentes esforços de contração e expansão nos vários planos cristalinos, tornando-o instável e sujeito a fraturas e deformações. O Magnox na presença de CO_2 , forma uma película de óxido de magnésio (MgO), que protege a superfície do metal. No entanto, essa película se rompe com temperatura de 550°C . Portanto, esta é a temperatura máxima de operação do encamisamento. Consequentemente, a temperatura de saída do refrigerante deve ser menor que esse valor, restringindo, assim, o rendimento térmico da central.

Para solucionar esses problemas, foram introduzidas modificações que caracterizaram o surgimento dos reatores AGR. As principais mudanças foram:

1- No lugar do Magnox, foi introduzido o encamisamento de aço

FASE	FAIXA DE TEMPERATURA (°C)	ESTRUTURA CRISTALINA	OBSERVAÇÕES
α	abaixo de 640	ortorrômbico	altamente anisotrópico
β	640 - 760	tetragonal	ligeiramente anisotrópico
γ	760 - 1130	cúbica de face centrada	isotrópico

TABELA 1 1 - Mudanças de fase do urânio metálico por ação da temperatura/13/

	Magnox	Aço Inox	C	He	CO ₂	U _{met}	UO ₂
σ_a (barns)	0,063	1,13	0,0034	0,005	0,003	-	-
Temper fusão (°C)	650	1400	2500	-	-	1130	2750

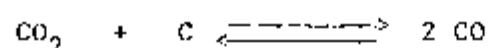
TABELA 1 2 - Propriedades dos combustíveis, encapsamento e dos refrigerantes utilizados nos reatores a gás/19/

inoxidável, que tem alto ponto de fusão. Na tabela 1.2 são comparadas algumas propriedades térmicas e neutrônicas dos dois materiais. Como o aço apresenta maior absorção de neutrons ($\sigma_{\text{aço}} \gg \sigma_{\text{MAGNOX}}$), foi necessário utilizar combustível com algum enriquecimento.

2- Em vez do urânio metálico natural, foram utilizadas pastilhas cerâmicas de dióxido de urânio (UO_2) levemente enriquecidas (1.5 a 2.5%). O dióxido de urânio, conforme tabela 1.2, tem alto ponto de fusão (2750 °C) e é um material isotrópico, isto é, os esforços são iguais em qualquer plano da malha cristalina. Apresenta, também, uma taxa de queima de combustível bastante superior à do urânio metálico, conforme tabela 1.3.

Deste modo, com os reatores ACR obtém-se uma alta temperatura de saída do refrigerante, aumentando assim o rendimento térmico (tabela 1.3) para um núcleo ativo menor. Na tabela 1.3 são comparadas as principais características de um reator GCR e um AGR.

Apesar das melhorias do AGR, a temperatura de saída do gás refrigerante continuava limitada, pois, o encamisamento na presença de CO_2 e para temperaturas acima de 800 °C, sofre corrosão. Além disso, a essa temperatura, no núcleo ocorre a reação/11/ entre o refrigerante e o moderador (grafite), representada por,



Nas regiões fora do núcleo (regiões de temperatura mais baixa), a reação ocorre no sentido da direita para a esquerda e, portanto, há deposição de carbono no gerador de vapor. O carbono tem um coeficiente de transferência de calor muito baixo e, como consequência de sua precipitação no gerador de vapor, vamos ter um decréscimo na eficiência do gerador de vapor e, portanto, a eficiência da central fica comprometida.

A necessidade de maiores temperaturas do refrigerante para utilização em processos metalúrgicos, a necessidade de eliminar os graves problemas de corrosão causadas pelo CO_2 , o desejo de diminuir a absorção parasita de neutrons dentro do reator, levaram ao reator tipo HTGR, que constitui a 3ª geração dos reatores a gás.

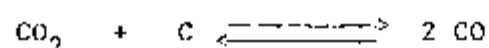
Esses reatores apresentam uma inovação total na tecnologia do combustível. A utilização da grafita como moderador, encamisamento e material estrutural, evita a introdução de elementos metálicos. Como fluido refrigerante passou-se a utilizar o gás hélio (com alta pureza). Conforme a tabela 1.2, apresenta uma absorção de neutrons quase desprezível. Além disso, o hélio é um gás quimicamente inerte e com boas propriedades de transferência de calor.

inoxidável, que tem alto ponto de fusão. Na tabela 1 2 são comparadas algumas propriedades térmicas e neutrônicas dos dois materiais. Como o aço apresenta maior absorção de neutrons ($\sigma_{\text{aço}} \gg \sigma_{\text{Magneox}}$), foi necessário utilizar combustível com algum enriquecimento.

2- Em vez do urânio metálico natural, foram utilizadas pastilhas cerâmicas de dióxido de urânio (UO_2) levemente enriquecidas (1 5 a 2 5 7). O dióxido de urânio, conforme tabela 1 2, tem alto ponto de fusão (2750 °C) e é um material isotrópico, isto é, os esforços são iguais em qualquer plano da malha cristalina. Apresenta, também, uma taxa de queima de combustível bastante superior à do urânio metálico, conforme tabela 1 3.

Deste modo, com os reatores ACR obtém-se uma alta temperatura de saída do refrigerante, aumentando assim o rendimento térmico (tabela 1 3) para um núcleo ativo menor. Na tabela 1 3 são comparadas as principais características de um reator GCR e um AGR.

Apesar das melhorias do AGR, a temperatura de saída do gás refrigerante continuava limitada, pois, o encamisamento na presença de CO_2 e para temperaturas acima de 800 °C, sofre corrosão. Além disso, a essa temperatura, no núcleo ocorre a reação/11/ entre o refrigerante e o moderador (grafite), representada por,



Nas regiões fora do núcleo (regiões de temperatura mais baixa), a reação ocorre no sentido da direita para a esquerda e, portanto, há deposição de carbono no gerador de vapor. O carbono tem um coeficiente de transferência de calor muito baixo e, como consequência de sua precipitação no gerador de vapor, vamos ter um decréscimo na eficiência do gerador de vapor e, portanto, a eficiência da central fica comprometida.

A necessidade de maiores temperaturas do refrigerante para utilização em processos metalúrgicos, a necessidade de eliminar os graves problemas de corrosão causadas pelo CO_2 , o desejo de diminuir a absorção parasita de neutrons dentro do reator, levaram ao reator tipo HTGR, que constitui a 3ª geração dos reatores a gás.

Esses reatores apresentam uma inovação total na tecnologia do combustível. A utilização da grafita como moderador, encamisamento e material estrutural, evita a introdução de elementos metálicos. Como fluido refrigerante passou-se a utilizar o gás hélio (com alta pureza). Conforme a tabela 1 2, apresenta uma absorção de neutrons quase desprezível. Além disso, o hélio é um gás quimicamente inerte e com boas propriedades de transferência de calor.

CARACTERÍSTICAS	OLDBURY (GCR)	DUNGENESS B (AGR)	FORT SAINT VRAIN (HTGR)
Potência elétrica - MW(e)	300	600	330
Rendimento térmico (%)	30	40	40
Refrigerante	CO ₂	CO ₂	He
Núcleo ativo			
- diâmetro (m)	12,8	9,5	5,9
- altura (m)	8,5	8,3	4,8
Potência elétrica/litro do núcleo ativo - (kw(e)/litro)	0,27	1,02	2,5
Combustível (enriquecimento)	^U metálico (natural)	UO ₂ (1,5%)	UC ₂ e ThC (93%)
Pressão (psia)	300	450	700
Temperatura do refrigerante			
- entrada no núcleo (°C)	170	320	400
- saída do núcleo (°C)	370	670	780
Encamisamento	Magnox	Aço inox	Grafite
Temperatura máxima do encamisamento (°C)	500	800	2000
Taxa de queima de combustível (MWD/ton)	3000	10 000	100 000

TABELA 1 3 - Características de alguns tipos de reatores a gás / 7 /, /15/

O primeiro reator comercial tipo HTGR a entrar em operação foi o FORT SAINT VRAIN. Foi construído no estado de Colorado, nos Estados Unidos. Na tabela 1.3 são apresentadas suas principais características/7/15/

Como pode ser observado, a evolução dos reatores a gás deu-se com o aumento da pressão e da temperatura de saída do gás refrigerante, com a diminuição do núcleo ativo do reator e, principalmente, com o desenvolvimento da tecnologia do combustível.

Nos reatores da 4ª geração (' Super Conversores '), a filosofia foi obter-se uma alta taxa de conversão (pode chegar a 1,5), além de gerar energia elétrica. O GCFR/16/ ainda está em fase de projeto e, portanto não há nenhum em operação.

Na tabela 1.4 apresentamos a relação dos reatores a gás, construídos e em construção.

1.1.1 - O reator HTGR

Básicamente, os reatores HTGR se diferenciam dos outros reatores a gás, pelo tipo de combustível utilizado (sem encamisamento metálico) e pela utilização de um gás inerte (hélio) como refrigerante. Sendo os refletores também de grafite e, também, pela diminuição das absorções parasitas, no HTGR consegue-se uma boa economia de neutrons.

Nota-se, então, que com a diminuição das absorções parasitas, o emprego de um gás inerte, a utilização de minúsculas esferas para combustível (carbeto de Urânio e Tório) e materiais com alto ponto de fusão, consegue-se uma temperatura de saída do refrigerante mais alta, o que implica em um aumento de rendimento térmico e, também, uma maior potência específica (tabela 1.3) para o combustível, que o torna mais compacto que os reatores até então conhecidos/7/

Outra característica importante é a sua flexibilidade na utilização do ciclo do combustível. Podem ser utilizadas tanto o ciclo do tório (URÂNIO 235 / TÓRIO 232 / URÂNIO 233) com urânio altamente enriquecido (93%), como o ciclo do urânio (URÂNIO 235 / URÂNIO 238 / PLUTÔNIO 239) utilizando urânio com médio enriquecimento (20%). Pode-se utilizar também, outros ciclos mais complexos, desde que haja viabilidade econômica para tal uso/8/

Todas estas características permitem que o combustível do HTGR tenha maior taxa de queima de combustível (" Fuel burnup "), quando comparado com os combustíveis utilizados nos outros tipos de reatores (tabela 1.3)

No futuro, é possível com o HTGR o uso do ciclo direto, ou seja, o próprio refrigerante pode ser utilizado para impulsionar diretamente

CENTRAL	PAÍS	NUM DE REATORES	POT ELET (MW)	INÍCIO DA OP COMERCIAL
REATORES GCR				
Calder Hall	Inglaterra	4	180	8/56
Chapel Cross		4	180	3/59
Bradwell		2	300	11/62
Berkeley		2	275	11/62
Hinkley Point A		2	500	5/65
Hunterston A		2	320	2/64
Transfynydd		2	500	2/65
Dungeness A		2	550	1/66
Sizewell A		2	580	12/66
Oldbury		2	600	1/68
Wylfa		2	1180	1/72
G1, Marcoule	França	1	3	5/56
G2, G3 Marcoule		2	80	4/59-5/60
Chinon 1		1	80	2/64
Chinon 2		1	210	2/65
Chinon 3		1	400	8/67
St Laurent 1		1	460	3/69
St Laurent 2		1	575	8/71
Bugey 1		1	540	72
Vandellios	Espanha	1	480	5/72
Tokai Mura	Japão	1	160	7/66
Latina	Itália	1	150	1/64
REATORES AGR				
Windscale	Inglaterra	1	32	2/63
Dungeness B		2	1200	81
Hunterston B		2	1250	77
Hinkley Point B		2	1250	77
Hartlepool		2	1250	82
Heysham		2	1250	82
Heysham B		2	1320	87
Torness Point		2	1320	88
REATORES HTGR				
Dragon	Inglaterra	1	*20 MWt	10/64 a 10/76
Peach Botton	E U A	1	42	5/67
Fort St Vrain	E U A	1	330	73
AVR	Alemanha	1	15	12/67
THTR	Alemanha	1	296	83

TABELA 1 4 - Reatores refrigerados a gás, em operação ou em construção/48/

a turbina, eliminando, portanto, os geradores de vapor. Isso resultaria num menor custo global de construção e manutenção da usina.

A figura 11 nos mostra o diagrama de fluxo do reator FORT SAINT VRAIN. Notamos que o circuito primário (núcleo, circulador de hélio e gerador de vapor) está contido dentro do vaso de concreto protendido. O sistema primário deste reator opera a pressões médias (~50 atm). O hélio após ser impulsionado pelo circulador de hélio, inicialmente flui para cima no espaço anular entre o núcleo e o vaso de pressão, depois flui para baixo, retirando calor dos elementos combustíveis, atingindo, na saída, a temperatura de 780 °C. A seguir, passa através do gerador de vapor onde, transfere o calor para a água do sistema secundário e retorna para o circulador. Por sua vez, a água do circuito secundário é vaporizada e o vapor é superaquecido no gerador de vapor. Este vapor é, então, expandido nas turbinas de alta e baixa pressão. Finalmente, após passar pelo condensador a água é novamente bombeada para o gerador de vapor.

1 1 1 1 - Combustível

O combustível do HTGR é constituído de pequenas esferas (d aprox 0,4 mm), possuindo um núcleo central, que é o combustível propriamente dito (UC_2), encapsulado por camadas de material cerâmico, que constituem o seu encamisamento.

As esferas de combustível, para simplificação, chamaremos de ' PARTICULAS ', podem ter duas ou três camadas envolventes, conforme figura 12.

As partículas com duas camadas envolventes, são constituídas de

- Núcleo de combustível (UC_2)
- Uma camada de carbono pirolítico poroso, de baixa densidade
- Uma camada de carbono pirolítico isotrópico, de alta densidade

Essas partículas são chamadas BISO (" BUFFER ISOTROPIC ")

Ainda conforme figura 12, as partículas com 3 camadas envolventes, são constituídas de

- Núcleo de combustível (UC_2)
- Uma camada de carbono pirolítico poroso, de baixa densidade
- Uma camada de carbono pirolítico isotrópico, de alta densidade

dade

- Uma camada de carbeto de silício
- Uma camada de carbono pirolítico isotrópico, de alta densidade

dade

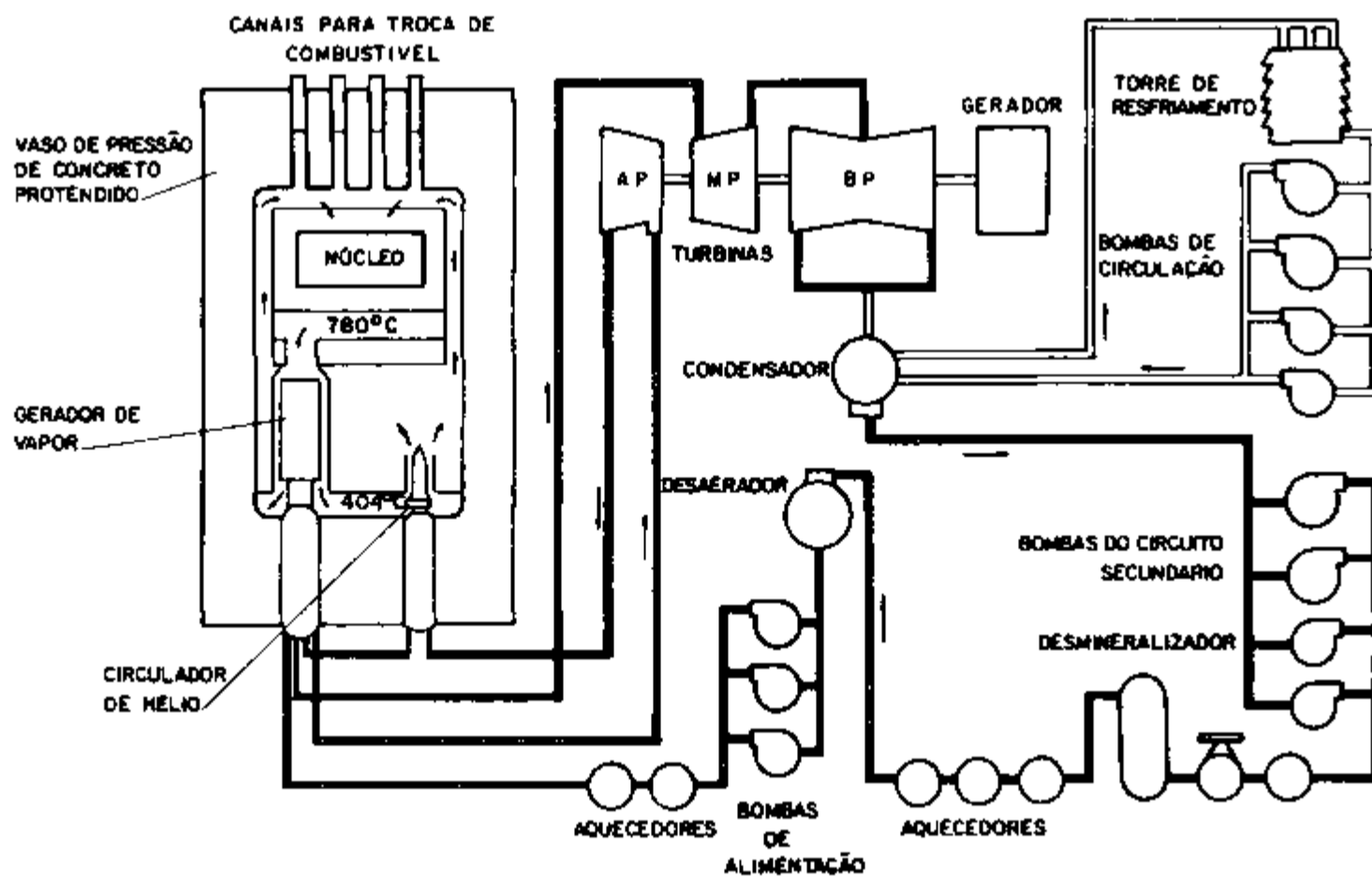


FIGURA 11 - DIAGRAMA DE FLUXO DO REATOR FORT SAINT VRAIN

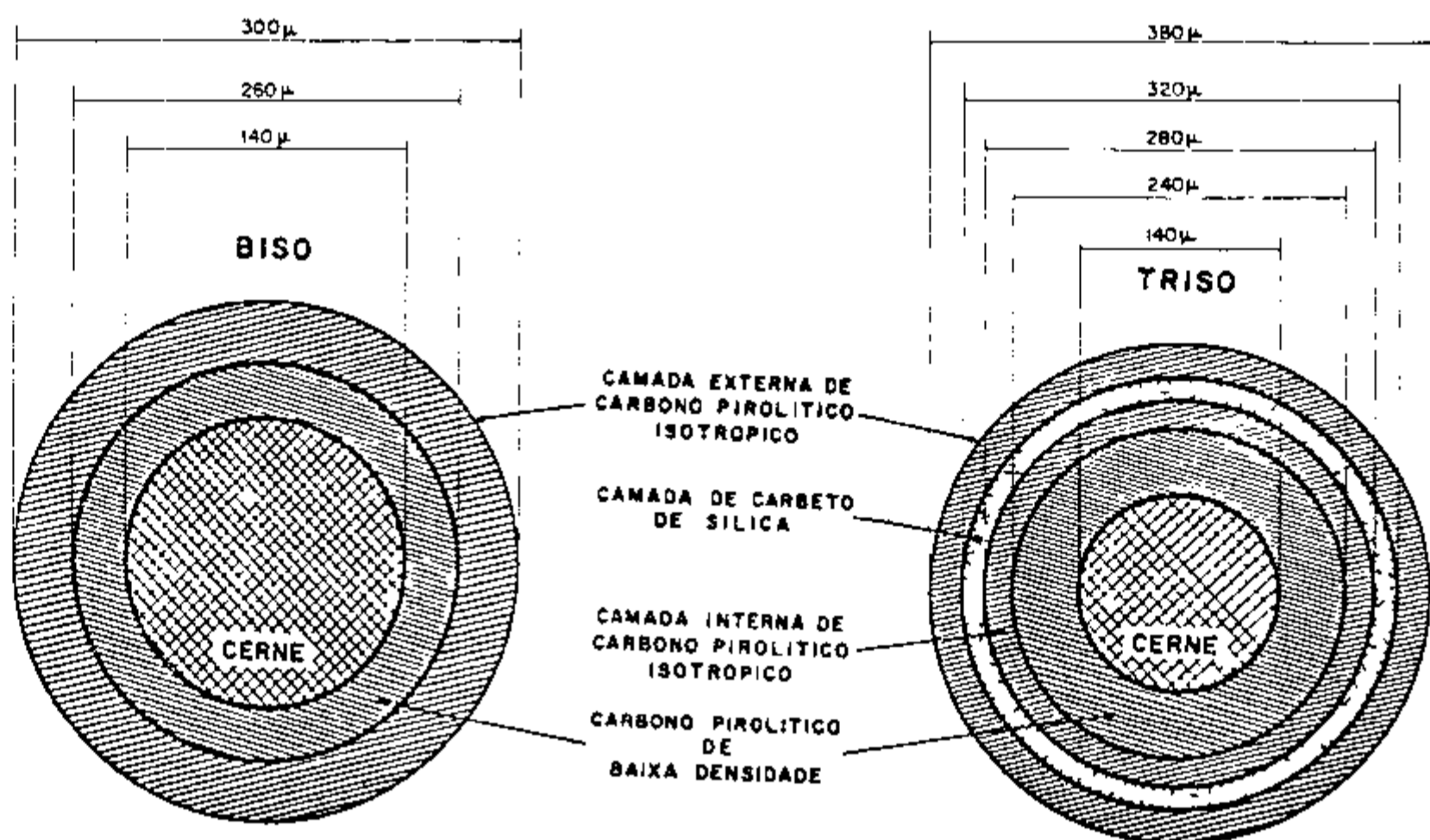


FIGURA 1 2 - Partículas BISO e TRISO

Essas partículas são denominadas TRISO ("TRiplex ISOtropic")
Normalmente, o diâmetro das partículas " BISO " varia de 200 -
400 μ e da partícula " TRISO " de 350 - 600 μ

Como se pode notar, o elemento fundamental dessas partículas é
o carbono pirolítico. Normalmente são empregados dois tipos desse material

- Carbono pirolítico poroso, de baixa densidade - Essa camada
exerce duas funções importantes. A primeira é absorver os gases de fissão
e a segunda acomodar as diferentes expansões e contrações causadas pela
temperatura e pela radiação do núcleo da partícula e pela pressão da ca-
mada de carbono mais externa

- Carbono pirolítico isotrópico, de alta densidade - Essa ca-
mada serve para conferir resistência à superfície externa da partícula.
Nas partículas TRISO, a camada externa é subdividida em duas, tendo entre
elas uma camada de carbeto de silício (SiC), que aumenta a rigidez da
partícula e também funciona como barreira ao escape dos produtos de fissão

1 1 1 2 - Elemento combustível

O elemento combustível é constituído de um prisma hexagonal de
grafite (classe H 327) perfurado axialmente. Estes furos constituem os
canais por onde circula o refrigerante e onde são colocados os bastões de
combustível/15/. Os bastões de combustível (com diâmetro de 0.5" e compri-
mento de 2") são fabricados com uma matriz de pó de grafite prensada, con-
tendo no seu interior partículas (BISO ou TRISO) na proporção de 60-70%
em volume/31/, e cada canal combustível é preenchido com eles.

Na figura 1.3 vemos o elemento combustível típico, com 210 ca-
nais de combustível, 108 de refrigerante e 6 canais de veneno queimável.

Existe, também, outro tipo de elemento combustível, chamado ele-
mento combustível de controle, mostrado na figura 1.4. É um bloco hexago-
nal com as mesmas dimensões do anterior, mas que apresenta, além dos ca-
nais de combustível (120) e refrigerante (57), 3 furos de grande diâ-
metro. Dois deles permitem a passagem das barras de controle de operação
de normal (diâmetro = 4") e outro canal (diâmetro = 3.75") fica de re-
serva, para a parada rápida do reator (" SCRAM ")

1 1 1 3 - O núcleo do reator

Os elementos combustíveis são empilhadas (cada pilha contém 6
blocos) constituindo o núcleo ativo, como pode ser visto na figura 1.5

Conforme a figura 1.6, o núcleo é dividido, transversalmente,
em 37 regiões. Trinta e uma dessas regiões contém 7 colunas de elementos

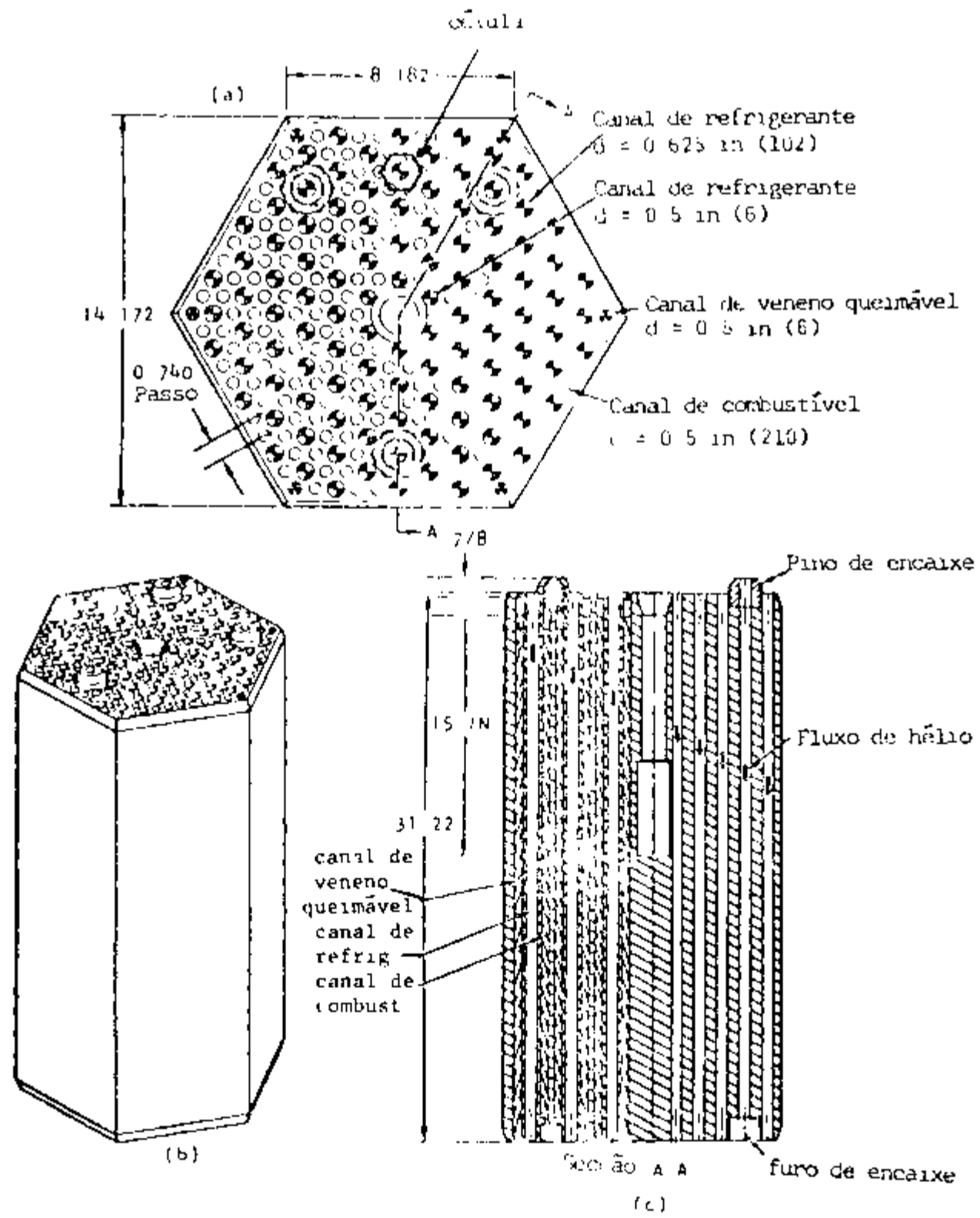


Figura 1 - Elemento combustível cilíndrico

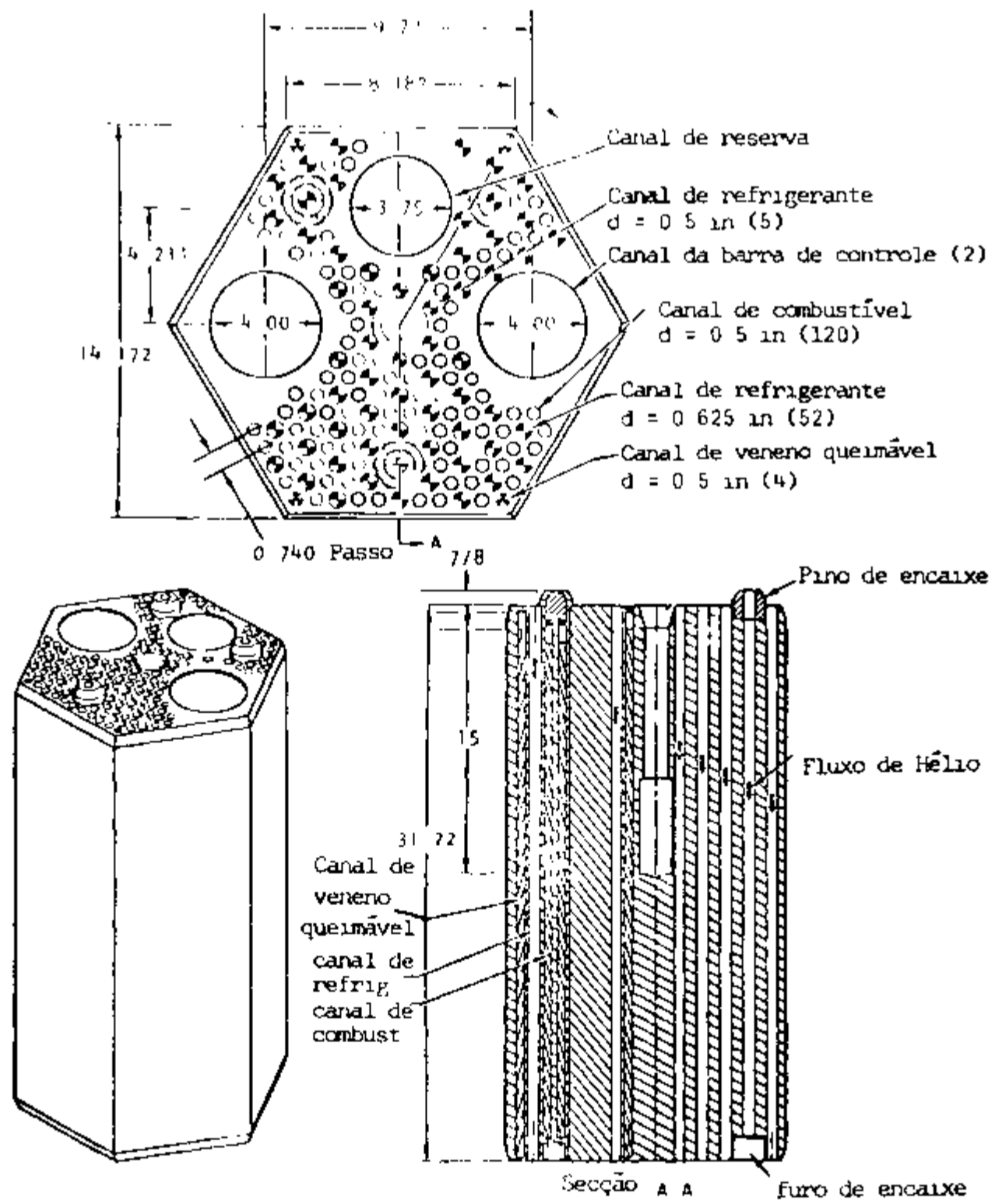


Figura 1.4 - Elemento combustível de controle

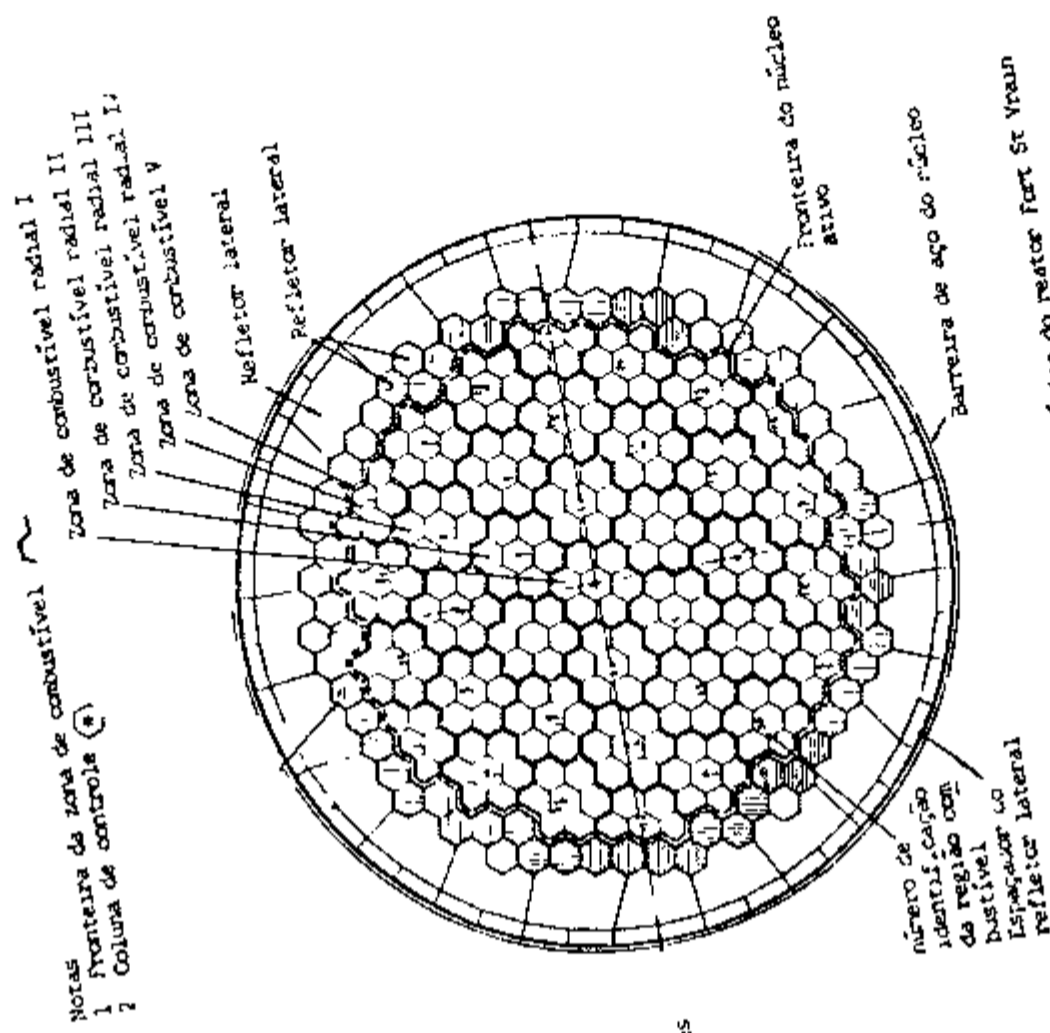


FIGURA 1 6 - Plano do núcleo do reator Fort St Vrain

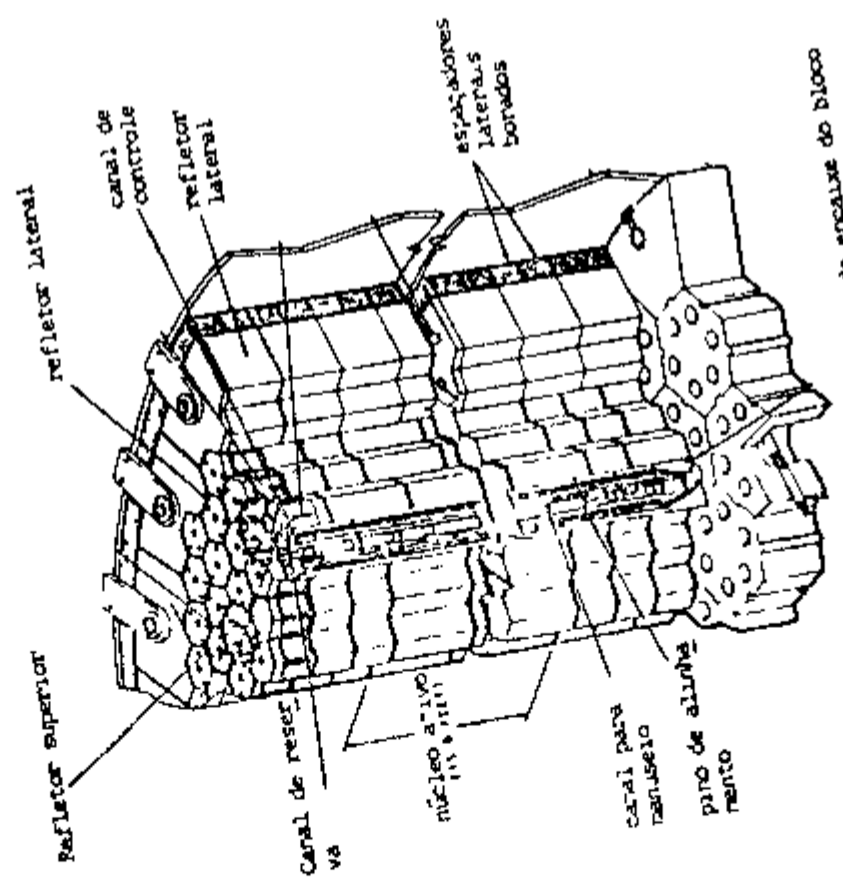


FIGURA 1 5 - Elevação do núcleo do reator Fort St Vrain

combustíveis. As outras 6 regiões da periferia contêm 5 colunas apenas. Portanto, o núcleo é constituído de 247 colunas de elementos combustíveis. Teremos, então, 1482 (247 x 6) elementos combustíveis hexagonais no núcleo ativo do reator FORT SAINT VRAIN/15/

A coluna central de cada região é uma coluna de controle, onde os blocos empilhados são do tipo mostrado na figura 1.4

1.2 - Segurança em reatores

A segurança de qualquer empreendimento é fator decisivo no sucesso de tal empreendimento. Quando se trata de uma central nuclear, devido às suas peculiaridades e riscos inerente, a segurança é o fator primordial. As normas que regulamentam a construção de uma usina nuclear são rígidas e sofrem constantemente atualizações e revisões. Devido ao extremo cuidado com que se faz a análise do projeto de um reator nuclear, avaliando todos os aspectos referentes à segurança, fazendo-se, inclusive, uma completa análise dos possíveis acidentes, e mantendo severos controles e garantias de qualidade, uma central nuclear é um dos empreendimentos mais seguros.

Segundo o trabalho de Rausmussen/35/, que estuda o número de mortes causadas por acidentes nucleares e o número de mortes devido a acidentes causados tanto por fenômenos naturais como por outras causas, a probabilidade de ocorrência de um acidente por ano, com número de mortes envolvidas, é bem menor para uma central nuclear. Se, por exemplo, tomarmos o número de mortes igual a 10, na figura 1.7 (que apresenta uma comparação de riscos de 100 centrais nucleares com acidentes causados pelo homem) ou na figura 1.8 (que apresenta comparação de riscos de 100 centrais nucleares com acidentes causados por fenômenos naturais) verificamos que a probabilidade de ocorrência de tal evento, por ano, é cerca de 1.000 vezes menor para uma central nuclear do que qualquer um dos acidentes citados.

Clifford/5/ faz uma interessante comparação entre os riscos devidos aos diversos sistemas geradores de potência elétrica. Na tabela 1.5, apresentamos o risco médio total à saúde e segurança do público para os diversos sistemas. Por exemplo, para uma mesma produção elétrica, uma usina nuclear é bem mais segura que uma usina a carvão, pois, a primeira apresenta um risco total de apenas 10 pessoas-dia perdido por MW-ano, enquanto que a segunda apresenta uma perda de 2083 pessoas-dia por MW-ano. Produção de energia elétrica mais segura, é através do gás natural, no qual são perdidos apenas 6 homens-dia por MW-ano produzido, vindo a seguir a energia nuclear.

1.2.1 - Análise de segurança

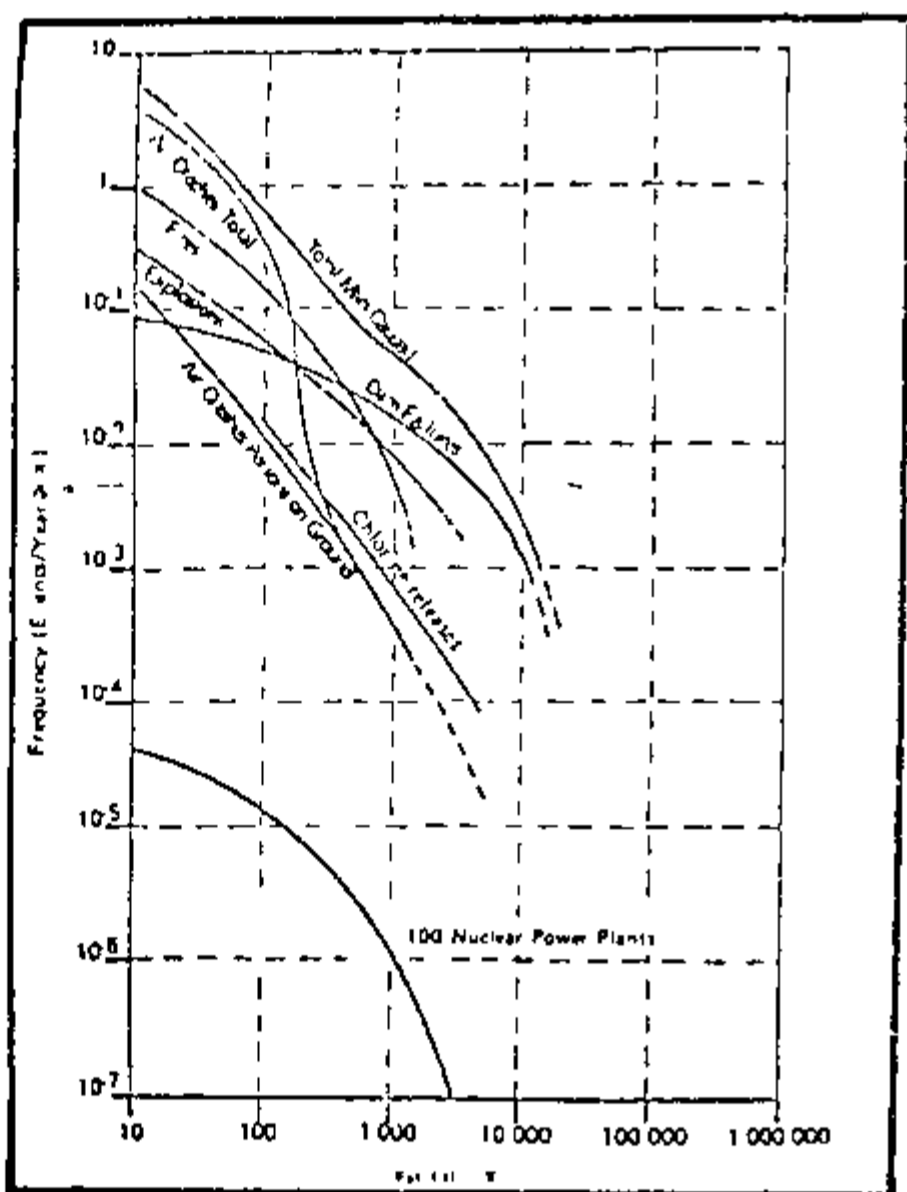


Figura 1.7 - Comparação de risco entre 100 usinas nucleares e acidentes causados pelo homem

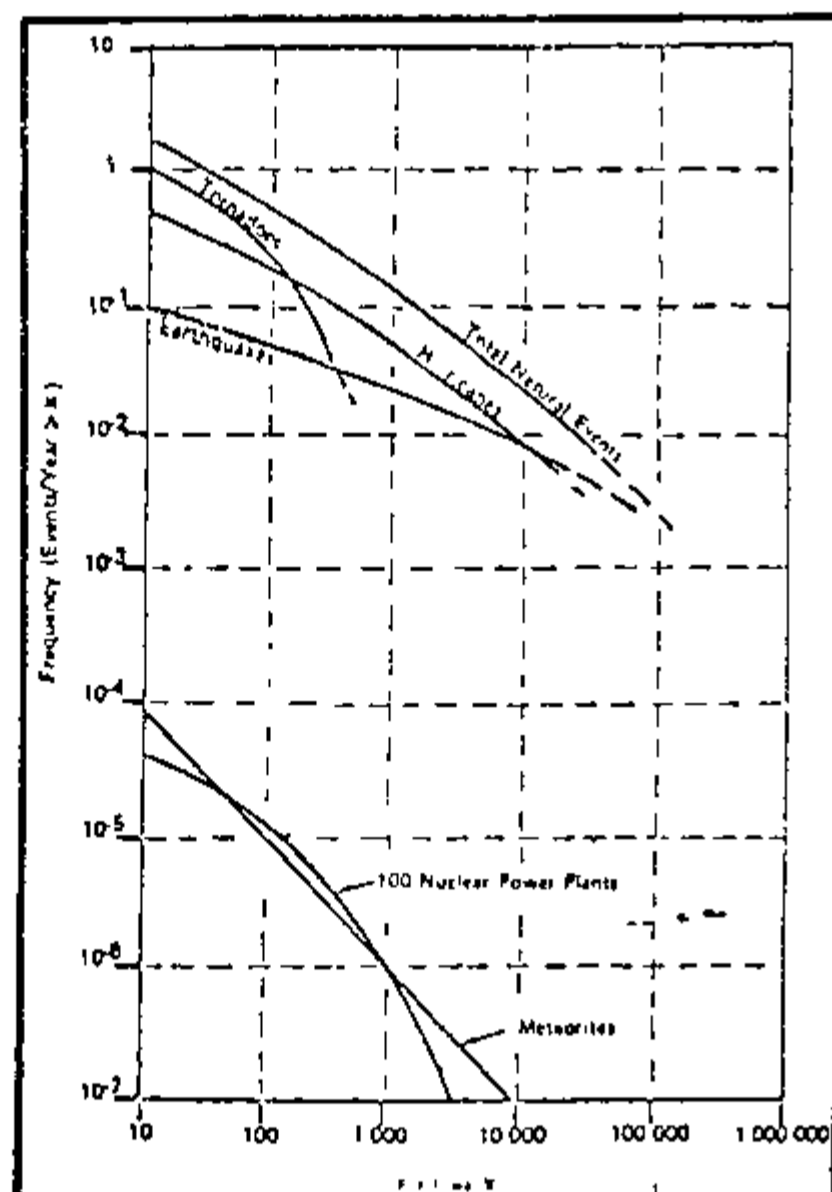


Figura 1.8 - Comparação de risco entre 100 usinas nucleares e acidentes naturais

SISTEMA GERADOR	RISCO AOS OPERÁ- RIOS DA CENTRAL (A)	RISCO AO PÚBLI- CO EM GERAL (A)	RISCO TOTAL (A)	RISCO RELATIVO
Gás natural	5 9	desprezível	6	1
Nuclear	8 7	1 4	10	2
Termo - oceanica	30	1 4	31	5
Solar (espacial)	103	9 5	112	19
Solar (terrestre)	101	510	611	102
Solar (fotovolt)	188	511	699	116
Vento	282	539	821	137
Metanol	1270	0 4	1270	212
Óleo	18	1920	1938	323
Carvão	73	2010	2083	347

A - Pessoas-dia perdidas por MW-ano produzido

TABELA 1 5 - Riscos devidos aos diversos sistemas geradores de eletricidade/ 5 /

CLASSE	DESCRIÇÃO DO ACIDENTE
1	Acidentes triviais
2	Liberação de pequenas quantidades de radioatividade para fora do vaso de contenção
3	Falha no sistema de armazenamento de resíduos radioativos
3 1	- Vazamento ou mau funcionamento do equipamento
3 2	- Liberação de gás radioativo do tanque de armazenamento
3 3	- Liberação de líquido radioativo do tanque de armazenagem
4	Produtos de fissão no sistema primário
4 1	- Defeitos no encamisamento
4 2	- Transientes imprevisíveis que induzem falhas no combustível
5	Produtos de fissão para os sistemas primário e secundário
5 1	- Defeitos no encamisamento e vazamentos no gerador de vapor
5 2	- Transientes imprevisíveis que induzem falhas no encamisamento
5 3	- Ruptura de um tubo do gerador de vapor
6	Acidentes na troca de combustível
6 1	- Queda de um elemento combustível
6 2	- Queda de um objeto pesado sobre o combustível dentro do núcleo do reator
7	Acidentes no manuseio do combustível queimado
7 1	- Queda do elemento combustível na piscina de resfriamento
7 2	- Queda de um objeto pesado sobre a estrutura que contém os elementos combustíveis dentro da piscina
7 3	- Queda do vaso blindado para transporte
8	Acidentes considerados na elaboração do projeto básico para o Relatório de Análise de Segurança
8 1	- Acidentes por perda de refrigerante
8 1a	- ruptura da tubulação do sistema primário
8 2	- Ejeção de barra de controle
8 3	- Ruptura na tubulação de vapor

TABELA 1 6 - Classificação de acidentes segundo a NRC/29/

A análise de segurança em uma central nuclear é muito extensa. Entre outros, ela compreende a) a análise de localização - que inclui a meteorologia, o estudo geológico do solo, a existência de lençóis de água subterrânea, rios, a existência de população nas imediações - b) a análise do reator - suas propriedades termodinâmicas, neutrônicas, mecânicas e o desempenho esperado - c) as instalações, prédios, sistemas de ventilação, refrigeração, sistemas de contenção e tratamento do rejeito radiativo, d) análise de acidentes, que estuda o comportamento do reator em condições anormais de funcionamento (perda de refrigeração do núcleo, falhas de bomba, acidentes com barras de controle e outros)/21/

Antes de iniciada a construção do reator, o órgão licenciador de cada país (no Brasil, a Comissão Nacional de Energia Nuclear - CNEN) faz uma completa análise de segurança. Só depois de aprovado é dada a licença para construção.

De acordo com a comissão de Energia Atômica dos Estados Unidos, a classificação dos acidentes em um reator é feita segundo a tabela 1.6. Nessa tabela, os acidentes são classificados em ordem crescente de gravidade. Como pode ser observado, os acidentes de classe 8 são os que servem de base para a elaboração do relatório de segurança e, portanto, para o dimensionamento dos mecanismos de prevenção e salvaguarda.

Pertence à categoria 8 o acidente de perda de refrigerante LOCA (" Loss of Coolant Accident "). A perda de refrigerante é causada pelo rompimento da tubulação do circuito primário em qualquer ponto. Este acidente pode levar a consequências desastrosas, pois pode ocasionar falta de refrigeração no núcleo, levando à fusão dos elementos combustíveis.

Outro evento crítico é a ejeção de uma barra de controle do núcleo, quando o reator está operando em estado estacionário. Esse acidente provocaria um aumento de reatividade, ou seja, um aumento na população de neutrons que iria causar uma elevação na taxa de geração de calor do combustível. Em consequência, a temperatura do combustível subiria violentamente num intervalo de tempo muito pequeno, antes que se pudesse tomar qualquer medida de segurança ou se conseguisse parar o reator.

A probabilidade de ocorrência de um LOCA é da ordem de $10^{-4}/35/$ e a probabilidade de falha no sistema de barras de controle e segurança é $10^{-4}/2/$ com intervalo de confiança de 95% para os reatores refrigerados a água.

1.2.2 - Segurança nos reatores HTGR

Os reatores HTGR, são, sob diversos aspectos, mais seguros que os reatores a água. Vamos comentar alguns pontos importantes.

Como já foi visto, no núcleo do reator HTGR não há materiais

metálicos, há apenas materiais cerâmicos. O núcleo do HTGR é composto de blocos cerâmicos de grafite, que é um material próprio para altas temperaturas. A grafite não se funde, ela sublima gradualmente a partir de 6000°F e, diferentemente dos outros materiais, seus limites de tensão máxima aumentam com a temperatura. A elevada massa de grafite contida no núcleo, confere ao reator uma elevada capacidade térmica.

O hélio é um gás quimicamente inerte (conforme descrito no item 1.1), não é corrosivo e possui uma seção de choque de absorção quase desprezível e, além disso, um calor específico relativamente baixo. Essa característica é desejável, do ponto de vista de segurança, pois a variação de temperatura no gás é lenta, sendo no máximo de 3°C/min/15/.

A elevada capacidade térmica da grafite aliada ao baixo calor específico do hélio, torna qualquer aumento de temperatura no núcleo devido, por exemplo, a transientes de inserção de reatividade, lento e prontamente controlável.

O Vaso de Pressão de Concreto Protendido, VPCP, ("Prestressed Concrete Reactor Vessel") tem, dentro e ao redor de suas paredes de concreto, um grande número de tendões e camadas de fios de protensão, que são tensionados antes do vaso entrar em operação. O pré-tensionamento cria tensões de compressão no concreto que nunca são completamente aliviadas, mesmo com a máxima pressão na cavidade interna/44/. A cavidade é revestida internamente por uma membrana metálica ("liner"), cuja principal finalidade é impedir a difusão do hélio no concreto. Nessa cavidade está contido todo o circuito primário (figura 1.1). Desta maneira, fica eliminado um circuito muito importante que poderia sofrer um LOCA, é a tubulação entre o circulador de hélio e o núcleo do reator. Entretanto, se ocorrerem trincas no vaso de pressão, teremos a depressurização do circuito primário e a fuga de gás. Com o escape de gás do vaso, teremos uma queda instantânea da pressão interna do vaso, o que acarretaria uma contração do vaso, devido ao pré-tensionamento, desde que estejamos nos limites elásticos do concreto e do material do "liner". Verificamos então, que se o evento de perda de refrigerante ocorrer, o VPCP fornece uma segurança inerente, pois, caindo a pressão, as fissuras se fecham e a integridade do vaso é mantida. Por essa razão o acidente LOCA em um HTGR é menos destrutivo do que em um reator refrigerado a água/29/.

Na tabela 1.7, apresentamos os valores requeridos de reatividade para alguns reatores. Verificamos que o HTGR apresenta um valor de excesso de reatividade ('excesso de reatividade - é a reatividade do núcleo do reator com todas as barras retiradas') menor e um valor de margem de parada ("Shutdown Margin - é a reatividade do núcleo do reator com todas as barras totalmente inseridas") comparável, em relação aos reatores

REATIVIDADE ($\Delta K/K$)	BWR	PWR	HGTR	LMFBR
Excesso de reatividade do núcleo ' limpo '				
- a 68 °F	0 25	0 293	0 128	0 05
- a temperatura de operação	-	0 248	-	0 037
- equilíbrio de Xe, Sm	-	0 181	0 073	-
Valor total de controle	0 29	0 32	0 21	0 074
Reatividade da barra de controle	0 17	0 07	0 15	0 074
Reatividade do veneno queimável	0 12	0 08	0 06	-
Reatividade do controle químico	-	0 17	-	-
Margem de parada				
- limpo e frio	0 04	0 03	0 082	0 024
- quente e equilíbrio de Xe e Sm	-	0 14	0 137	0 037

TABELA 1 7 - Valores de reatividade para alguns reatores/ 9/

TIPO DE DEFEITO	REATORES WESTINGHOUSE		REATORES GENERAL ELETRIC		TOTAL PARA TODOS OS REATORES	
	Nº DE DEFEITO	%	Nº DE DEFEITO	%	Nº DE DEFEITO	%
Mecânico	21	28	58	53	177	51
Elétrico	33	43	1	1	70	20
Humano	3	4	4	4	15	4
Objeto Externo ao Reator	5	7	22	20	40	12
Desconhecido	14	18	24	22	46	13
Total	76	100	109	100	348	100
Desconhecido e objeto externo	19	25	46	42	86	25

TABELA 1 8 - Número e porcentagem dos diferentes tipos de defeitos de barras de controle/10/

a água. Isso resulta em um valor total de reatividade para o sistema de controle e segurança de 0,21, enquanto que 0,29 e 0,32 para o BWR (" Boiling Water Reactor ") e PWR (" Pressurizer Water Reactor ") respectivamente. Verificamos então, que a reatividade que o HTGR apresenta para o sistema de controle e segurança é menor, o que resulta em um sistema mais compacto (menor número de barras de controle), de operação mais simples e também mais seguro.

1.2.2.1 - Sistema de controle do HTGR

Nas figuras 1.9 e 1.10 são apresentados os conjuntos e sistemas de acionamento das barras de um HTGR. As barras funcionam aos pares e podem ser acionadas automaticamente ou manualmente. Elas estão localizadas nos elementos combustíveis (figura 1.4) da coluna central de cada região de combustível (figura 1.6).

O mecanismo de acionamento é composto de

- dois motores elétricos - um para o movimento das barras e outro para a frenagem

- uma embreagem eletromagnética

- tambor e cabos

No caso de um " SCRAM ", (parada rápida do reator), as barras são liberadas através da embreagem e caem por gravidade dentro do núcleo do reator.

O HTGR utiliza também, canais de veneno queimável nos blocos hexagonais (6 canais/bloco) e nos blocos de controle (4 canais/bloco). O veneno queimável tem a função de minimizar o acionamento das barras de controle, além de nivelar a distribuição vertical do fluxo de neutrons no núcleo. Esse veneno perde sua efetividade com a queima do combustível.

A tabela 1.8, apresenta o estudo realizado no sistema de controle de 20 reatores nucleares. Verificamos que 517 das falhas no sistema de barras, foram devidos a problemas mecânicos, 207 problemas elétricos e 47 devido a erros de operação.

1.2.3 - Utilização do computador em análise de segurança em reatores nucleares

O grau de sofisticação requerido na análise de acidentes nucleares, tornou essencial o uso do computador. Foram então, desenvolvidos programas de computador comumente chamados de ' códigos '.

Winton/46/ classificou os diversos códigos existentes em 15 grupos, conforme o tipo de aplicação. Dentre esses grupos destacam-se

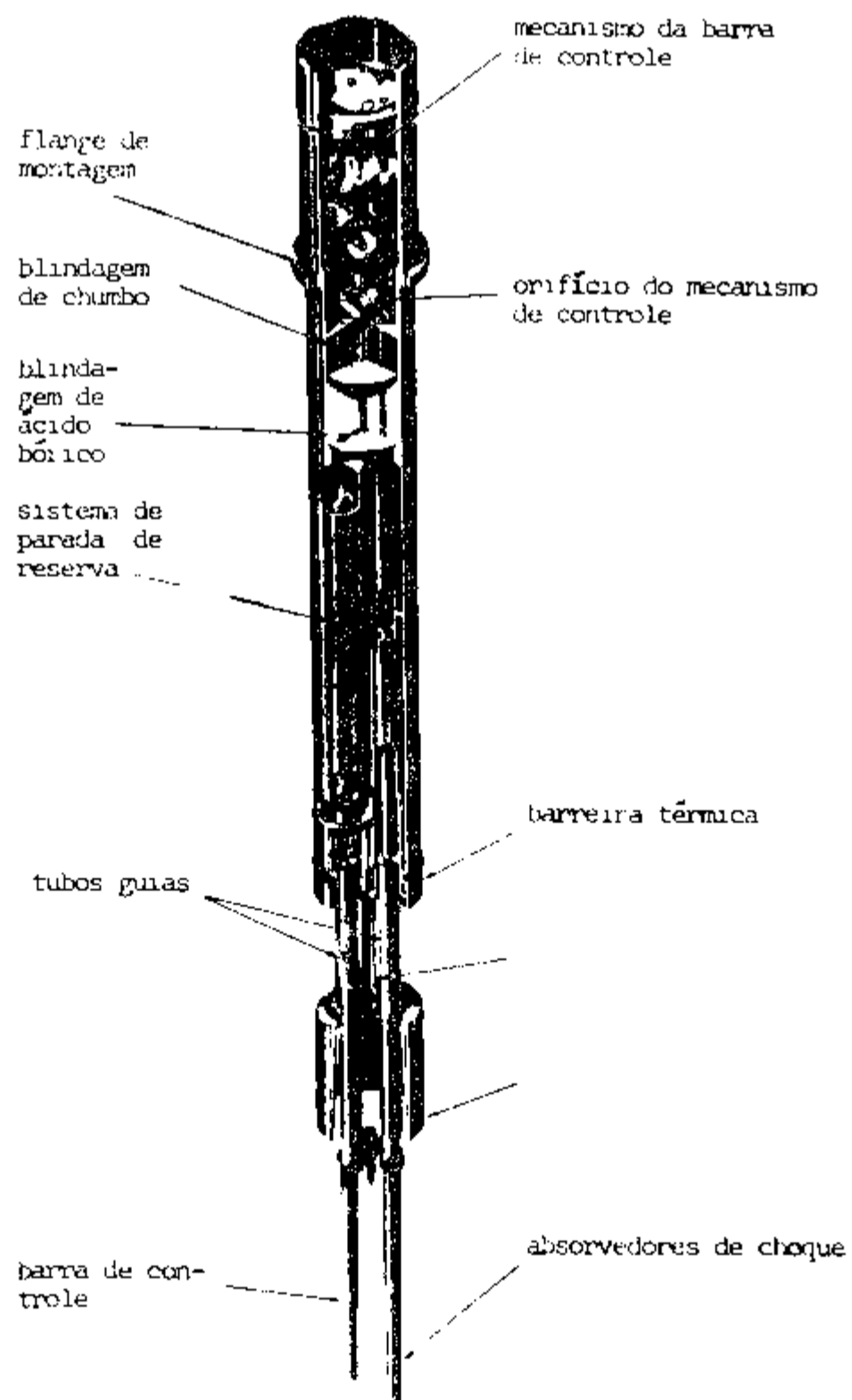


FIGURA 1.9 - Barra e mecanismo de controle

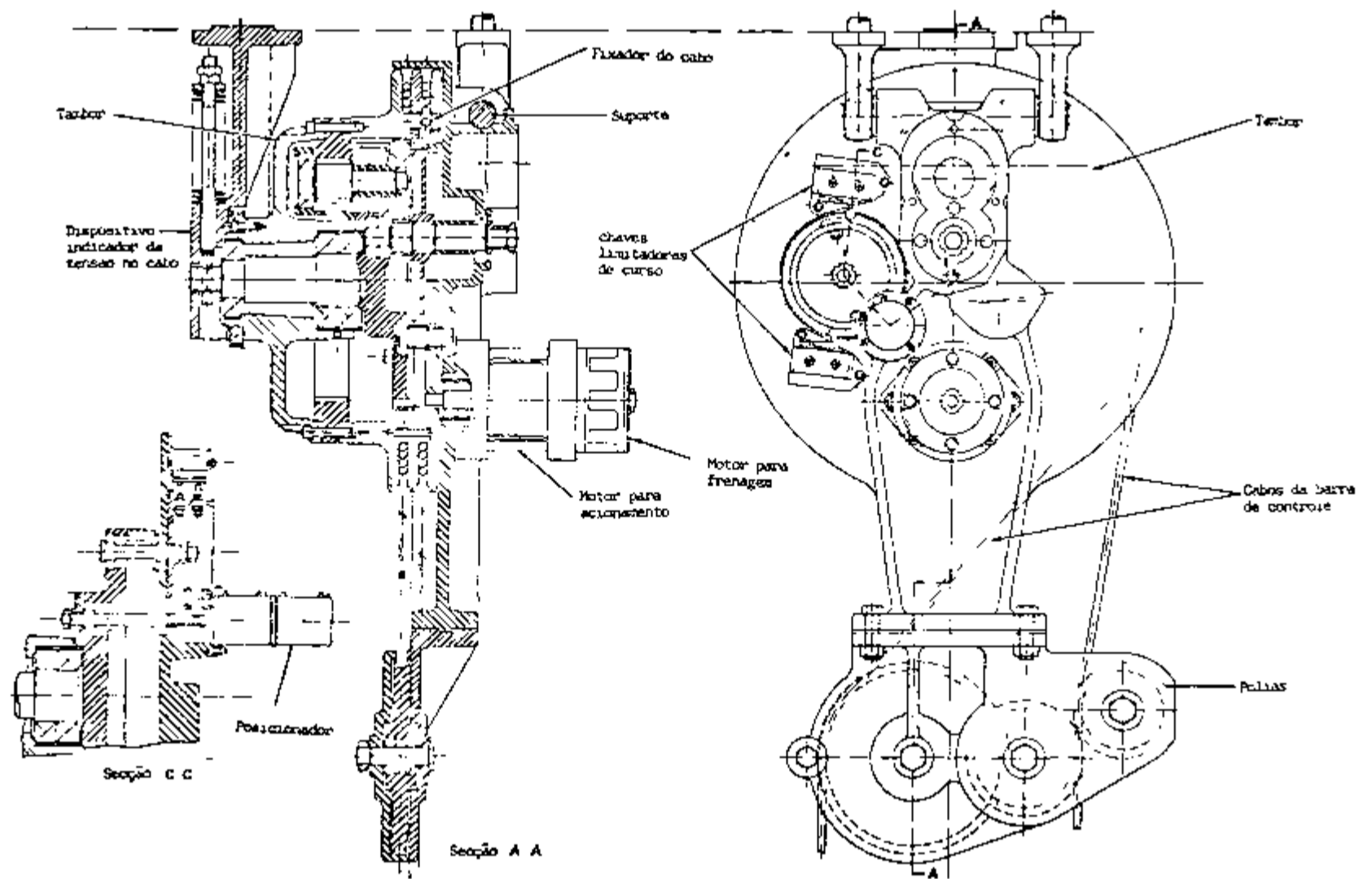


FIGURA 10 - Mecanismo de controle da barra de controle

- Localização de centrais nucleares (NSIC categoria 2)
- Transporte e manuseio de materiais nucleares (NSIC categoria 3)
- Transferência de calor e transientes térmicos (NSIC categoria 5)
- Cinética, estabilidade e transientes cinéticos (NSIC categoria 6)
- Liberação, transporte e remoção dos produtos de fissão (NSIC categoria 7)
- Vaso de contenção de instalações nucleares (NSIC categoria 11)
- Verificações ambientais, monitoração e medida de dose de radiação (NSIC categoria 15)
- Considerações meteorológicas (NSIC categoria 16)
- Modificação ecológica devido a poluição térmica (NSIC categoria 20)
- Confiabilidade

Os códigos da categoria NSIC ("Nuclear Safety Information Center") 5 são códigos para a análise de acidentes por perda de refrigerante ("LOCA") ou códigos puramente térmicos. Temos, por exemplo, o RELAP 4 /1), CONTEMP-LT/28 /25/, COBRA III-c /38/ e outros.

Os problemas decorrentes do mau funcionamento de barras de controle estão dentro do capítulo de cinética de reatores. Os códigos utilizados para análise de cinética de reatores estão na categoria NSIC 6.

Na tabela 1.9 são apresentados os códigos que têm sido mais utilizados na análise de cinética de reatores.

1.3 - Objetivos

Implantação e familiarização com a metodologia de cálculo do código BLOOST-6. Através deste modelo matemático analisamos alguns tipos de acidentes de reatividade. Os casos por nós analisados, são os mais típicos dentro da categoria de acidentes de reatividade (Tabela 1.6). Os seguintes acidentes foram estudados:

- a) Retirada lenta de um par de barras de controle
- b) Ejeção (retirada rápida) de um par de barras de controle
- c) Retirada lenta de um par de barras de controle, com fonte de neutrons presente no núcleo
- d) Retirada de todas as barras de controle

Pretendemos obter curvas de distribuição de temperatura para o

TABELA 1 9 - Códigos utilizados no estudo de cinética de reatores com modelos térmicos /46,45,47/

CÓDIGO	INSTITUIÇÃO	DESCRIÇÃO DO CÓDIGO
IREKIN	Philips Petroleum Co , Idaho Falls, Idaho	Resolve um sistema de equações diferenciais independentes do espaço para um grupo de energia, que descreve potência de um reator em resposta a uma função arbitrária de reatividade
KINAX 3	Central Electricity Generating Board, Berkeley Nuclear Laborato- ries, Berkeley	Estuda o comportamento cinético da potência do reator, utili- zando um modelo unidimensional de um grupo, incluindo o efeito do xenônio, iodo, calor gerado pelos produtos de fissão, e os efeitos de outros produtos de fissão
FORE II	General Electric Co , Advanced Product Operation, Sunnyvale, California	Calcula potência do reator, reatividade e temperatura do com- bustível, encamisamento e refrigerante
ELOOST 5	Gulf General Atomic, Inc , San Diego, California	Resolve as equações de cinética pontual e de transferência de calor dependentes do tempo, para o elemento combustível (coor- denadas cilíndricas) e combustível (coordenadas esféricas) e, obtem a potência e as distribuições de temperatura
TER - 4	General Electric Co , KAPL, Schenectady, New York	Calcula a potência e temperatura do reator resultante de uma inserção de reatividade
CHIC - KIN	Westinghouse Electric Corp , Bettis Atomic Power Lab , Pittsburgh, Pennsylvania	Calcula potência, temperaturas e pressão em função do tempo, devido a um transiente de movimento de barra de controle
KINETICS I	Battelle Northwest, Richland, Washington	Resolve as equações de cinética de reatores em conexão com um modelo simples de transferência de calor

CONTINUAÇÃO DA TABELA 1 9

CÓDIGO	INSTITUIÇÃO	DESCRIÇÃO DO CÓDIGO
*	Kernforschungszentrum, Karlsruhe, West Germany	Calcula distribuição de temperatura fluxo de calor e cálculos de cinética de reatores
HIDRAX	Idaho Nuclear Corporation Idaho Falls, Idaho	Resolve as equações de cinética independente do espaço e calcula temperaturas no combustível e refrigerante, para reatores moderados a água
MAX	Battelle Northwest, Richland, Washington	Consiste de modelo nuclear de cinética de ponto, e calcula a energia liberada em incursões de reatividade em reatores de grande porte
LTC	Los Alamos Scientific Laboratory, Los Alamos, New Mexico	Calcula transientes de potência e temperatura em LAMPRE I, devido a variações de potência, fluxo ou reatividade
COSTANZA (RZ)	European Atomic Energy Community, Ispra, Italy	Resolve as equações de cinética pontual em dois grupos de energia e uma dimensão Calcula fluxo de calor do combustível para o encamisamento e refrigerante
COSTANZA (HRB)	European Atomic Energy Community, Ispra, Italy	Semelhante ao modelo acima É utilizado para combustível de forma esférica ou prismática
BLOOST 6	Gulf General Atomic, Inc , San Diego, California	Apresenta maiores opções de entrada e saída de dados que o modelo anterior Permite a utilização de uma malha de pontos e número de regiões maiores Pode-se também, introduzir correlações para parte de transferência de calor
BLOOST 7	Gulf General Atomic, Inc , San Diego, California	Permite a modelação do elemento combustível e combustível em qualquer geometria Possibilita também, o calculo do calor devido ao decaimento radioativo após a parada do reator A parte cinética é a mesma das versões anteriores

combustível, moderador e refrigerante, para o estado estacionário do reator e para os acidentes citados. A seguir, os resultados obtidos são comparados com valores previstos no FSAR ("Final Safety Analysis Report") do reator Fort Saint Vrain e verificamos se as temperaturas máximas nos diversos componentes ultrapassam os limites de segurança propostos no projeto.

DESENVOLVIMENTO DO MODELO MATEMÁTICO

2.1 O Código BLOOST-6

As 3 versões deste código - BLOOST-5 /32/, BLOOST-6 /34/ , BLOOST-7 /33/ são utilizadas para estudar problemas de cinética de reatores a gás. Cada versão é composta de um código de cinética de reatores combinado com transferência de calor.

O BLOOST-5 e o BLOOST-6 foram desenvolvidos para serem utilizados em problemas com partículas combustíveis esféricas tipo BISO-TRISO. O BLOOST-7, a mais recente versão, pode ser aplicado em problemas com qualquer tipo de combustível, tendo sido utilizado no projeto do reator GCFR. O BLOOST-5 e BLOOST-6 são disponíveis no Centro de Processamento de Dados do IPEN.

O BLOOST-6 é um programa de computador escrito em FORTRAN IV-H para o computador UNIVAC 1108 Fo1, por nós, adaptado para operar no IBM/370, que é o computador do centro de processamento de dados do IPEN. A FIGURA 2.1 apresenta um esquema do código. A seção INPUT é um conjunto de cartões, nos quais são fornecidos os dados de entrada para cada utilização do código.

O BLOOST-6 opera sob controle da seção KINETICS. Em intervalos de tempo selecionados, a seção FUGRA é chamada para calcular a distribuição de temperaturas nas partículas, baseado na quantidade de calor gerado, armazenado e perdido durante o intervalo. As temperaturas médias são calculadas e enviadas para a KINETICS, para calcular a realimentação de reatividade, usando os coeficientes de temperatura do combustível.

A seção RAT calcula a distribuição de temperatura para um elemento combustível médio. A taxa de geração de calor na região combustível do RAT é calculada como sendo a perda total de calor das partículas, dividido pelo intervalo de tempo. A distribuição de temperaturas no elemento combustível e no refrigerante é calculada, e a temperatura média de toda a região do moderador é enviada para a KINETICS, para o cálculo da reali

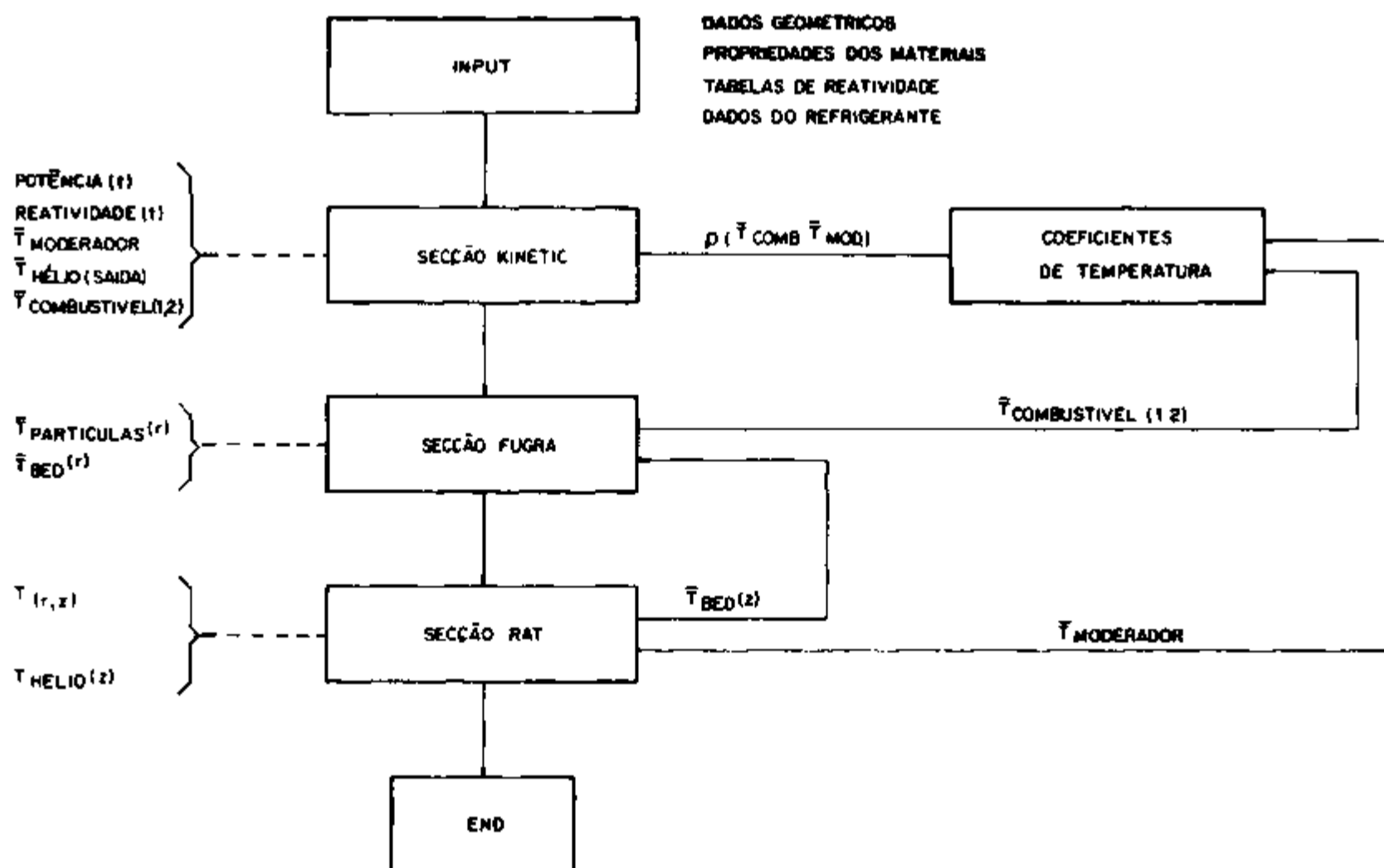


FIGURA 21 - DIAGRAMA SIMPLIFICADO DO CÓDIGO BCOOST-6

mentação, usando o coeficiente de temperatura do moderador

A seguir, fazemos uma breve descrição das 3 secções que compõe o código

2 1 1 - A Secção KINETIC

As equações de cinética de reatores obtidas pela aplicação da equação de difusão, dependentes do tempo e independente da posição, para um grupo de energia / 9/, são

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho - \beta}{\Lambda} n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i + S \quad (2.1)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} n - \lambda_i C_i \quad (2.2)$$

- onde
- n - densidade de neutrons (n'/cm^3)
 - t - tempo (s)
 - ρ - reatividade
 - β - fração total de neutrons atrasados ($\beta = \sum_{i=1}^6 \beta_i$)
 - β_i - fração de neutron atrasado correspondentes ao grupo de neutrons i
 - Λ - tempo de geração dos neutrons prontos (s)
 - λ_i - constante de decaimento do precursor do grupo de neutrons i (s^{-1})
 - C_i - concentração atômica do precursor de neutrons do grupo i (n'/cm^3)
 - S - fonte de neutrons ($n'/cm^3 s$)

A potência do reator é dada por /12/

$$P = n \frac{\Sigma_f v V_{\text{núcleo}}}{B} \quad (2.3)$$

- onde
- P - potência (MW)
 - Σ_f - secção de choque de fissão macroscópica do urânio 235 (cm^{-1})
 - v - velocidade média do neutron térmico (cm/s)
 - $V_{\text{núcleo}}$ - volume do núcleo (cm^3)
 - n - densidade de neutrons (n'/cm^3)
 - B - constante ($= 3,38 \times 10^{16}$ (fissão/MWs))

Multiplicando-se as expressões (2.1) e (2.2) por $(E_f \text{ v } V_{\text{núcleo}}/B)$ e utilizando (2.3), teremos

$$\frac{dP}{dt} = \frac{\rho-\beta}{\Lambda} P + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i + S \quad (2.4)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \lambda_i C_i + \frac{\beta_i}{\Lambda} P \quad (2.5)$$

Convém ressaltar que, nas equações (2.4) e (2.5), C_i e S estão nas unidades de MW e MW/s, respectivamente

Introduzindo as variáveis genéricas Y ($=P$ ou C_i) e $Y'(dY/dt)$, as equações (2.4) e (2.5) podem ser escritas como uma só, ou seja

$$Y'(I) = A(I) Y(I) + R(I), \quad I = 1, N \quad (2.6)$$

onde,

$$\begin{aligned} Y(1) &= P & \text{e} & & Y(I+1) &= C_i \\ A(1) &= \frac{\rho-\beta}{\Lambda} = A & & & A(I+1) &= \lambda_i \\ R(1) &= \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i + S & & & R(I+1) &= \frac{\beta_i}{\Lambda} P \end{aligned}$$

Para solucionar o sistema de equações (2.6), utilizamos o método de integração de RUNGE-KUTTA de 4ª ordem, descrito por Cohen / 6 / e modificado por Schwartz /39/, para incluir passo variável

Aplicando o método de RUNGE-KUTTA, para um espaço de tempo Δt , obtém-se

$$\begin{aligned} Y_1 &= Y_0 + (\Delta t/2) C_1 (A \Delta t/2) (R_0 + AY_0) \\ R_1 &= R(Y_1, t + \Delta t/2) \\ Y_2 &= Y_1 + (\Delta t/2) C_2 (A \Delta t/2) (R_1 - R_0) \\ R_2 &= R(Y_2, t + \Delta t/2) \\ Y_3 &= Y_0 + \Delta t C_1 (A \Delta t) (R_0 + AY_0) + 2 \Delta t C_2 (A \Delta t) (R_2 - R_0) \\ R_3 &= R(Y_3, t + \Delta t) \end{aligned} \quad (2.7)$$

$$Y_4 = Y_3 + \Delta t (2 C_3 (A \Delta t) - C_2 (A \Delta t) (R_0 - 2R_2 - R_3))$$

$$R_4 = R (Y_4, t + \Delta t)$$

$$Y_5 = Y_4 + \Delta t (2 C_3 (A \Delta t) - C_2 (A \Delta t) (R_4 - R_3))$$

onde Y_5 é o valor final da potência (ou a concentração do precursor) após a integração (após Δt). No conjunto de equações (2.7), os índices 1, 2, 3 e 4 representam a ordem de integração.

As funções $C_n(x)$ ($n = 1, 2$ e 3) são fatores de integração, definidos como

- para $|x| \leq 1,0$

$$C_3(x) = \left(\left(\left(\left(\left(\left(\frac{x}{10} + 1 \right) \frac{x}{8} + 1 \right) \frac{x}{7} + 1 \right) \frac{x}{6} + 1 \right) \frac{x}{5} + 1 \right) \frac{x}{4} + 1 \right) \frac{1}{3}$$

$$C_2(x) = (x C_3(x) + 1) / 2 \quad (2.8)$$

$$C_1(x) = (x C_2(x) + 1) / 2$$

- para $|x| > 1,0$

$$C_1(x) = (e^x - 1) / x$$

$$C_2(x) = (C_1(x) - 1) / x \quad (2.9)$$

$$C_3(x) = (2 C_2(x) - 1) / x$$

Assumindo que para o instante inicial ($t = 0$) são conhecidos os valores iniciais de todas as variáveis $Y_0(I)$, $R_0(I)$ e $A_0(I) = A$, obtemos a solução do conjunto de equações (2.6), utilizando o sistema (2.7) e procedendo da seguinte maneira. Inicialmente é introduzido um passo de tempo. Para esse primeiro passo de integração, calcula-se $Y_1(t + \Delta t/2)$, assumindo que R é uma constante, igual ao seu valor inicial R_0 . Isto dá a primeira aproximação para $Y(t + \Delta t/2)$, para o qual $R_1 = R(t + \Delta t/2)$, pode ser calculado. Assumindo que a variação de R é linear, um novo valor de $Y_2(t + \Delta t/2)$ é calculado e $R(t + \Delta t/2)$ é também calculado (chamado R_2). Uma extrapolação linear de R é usada para calcular $Y_3(t + \Delta t)$ e $R(t + \Delta t) = R_3$, para o passo de tempo completo. Um ajuste é, então, feito com R_0 , R_2 e R_3 para calcular $Y_4(t + \Delta t)$ e, conseqüentemente, R_4 . Finalmente é obtido o valor de $Y_5(t + \Delta t)$.

Obviamente, para a solução das equações, é necessário conhecer a variação da reatividade (ρ), os efeitos da temperatura na reatividade e as constantes β , β_1 , Λ e λ_1 . Para os problemas por nós analisados, todos esses parâmetros são definidos no item 2.4.2.

Desde que as funções representadas por (2.9) envolvem uma exponencial, o argumento x não pode exceder a 88 (máxima exponencial permitida para o computador UNIVAC). Então, desde que $A = (\rho - \beta) / \Lambda$, o limite fundamental para o passo de tempo é

$$\Delta t < \frac{88 \Lambda}{\rho - \beta} \quad (2.10)$$

Quando um passo de tempo é completado, um critério de precisão é utilizado, para se verificar a solução obtida. Se a solução for satisfatória, o mesmo passo de tempo é usado para a próxima integração. Se a solução é muito boa, o passo é dobrado, desde que a relação (2.10) seja obedecida, se é ruim, o passo é dividido por dois e a integração é repetida.

O critério de precisão é um número Q dado por

$$Q = \frac{\Delta t \cdot C_2(A \Delta t) |w_z - 2w_B + w_1|}{1 + C_1(A \Delta t)} \quad (2.11)$$

as funções w 's, são períodos definidos por

$$w_z = Y P_0 / Y_0 \quad (2.12)$$

$$w_B = (1/\Delta t) \ln (Y(t + \Delta t) / Y_0) \quad (2.13)$$

$$w_1 = Y P(t + \Delta t) / Y(t + \Delta t) \quad (2.14)$$

Então, das relações (2.12), (2.13) e (2.14), temos que,

w_z - é o período instantâneo no início do passo de integração

w_1 - é o período instantâneo no final do passo de integração

e w_B - é o período médio logarítmico durante o passo de integração

O valor de Q obtido é, então, comparado com dois números de referência Q_1 e Q_2 .

Um teste adicional chamado D_1 , é também realizado. Este teste baseia-se no primeiro incremento de Y ($Y_1 - Y_0$), calculado no início da integração. Assim, da primeira equação de (2.7), temos

$$D_1 = Y_1 - Y_0 = (\Delta t / 2) \cdot C_1(\Lambda \Delta t / 2) (R_0 + A Y_0) \quad (2.15)$$

Os critérios Q e D1 são utilizados da seguinte maneira

- Se $D1 < 2 \times 10^{-14} \times Y_0$ e,

$Q \geq Q1$ - mantém-se o mesmo passo de integração para a próxima integração

$Q < Q1$ - dobra o valor do passo de tempo para a próxima integração

- Se $D1 > 2 \times 10^{-14} \times Y_0$ e,

$Q < Q1$ - dobra o valor do passo de tempo para a próxima integração

$Q1 \leq Q \leq Q2$ - mantém o mesmo passo de tempo para a próxima integração

$Q \geq Q2$ - divide o passo de tempo por dois e recalcula o mesmo passo

Os valores de Q1 e Q2 são determinados por experiência, ou seja, por tentativa e erro. Para o trabalho em questão, os melhores resultados foram obtidos utilizando

a) $Q1 = 10^{-5}$ e $Q2 = 10^{-4}$ - problemas de transientes rápidos (rápida inserção de reatividade - itens 3.3 e 3.4)

b) $Q1 = 10^{-4}$ e $Q2 = 10^{-3}$ - problemas de transientes lentos (inserção lenta de reatividade - itens 3.2, 3.4, 3.5, 3.6)

2.1.2 - A Secção FUGRA

A Secção FUGRA soluciona uma equação de condução de calor dependente do tempo, para uma esfera de várias camadas (partículas BISO-TRISO da FIGURA 1.2)

Para a partícula, a equação geral de condução de calor é dada por /12/

$$\nabla^2 T + \frac{q'''}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\delta T}{\delta t} \quad (2.16)$$

onde ∇^2 - Laplaciano (em coordenadas esféricas, unidimensional, igual a,

$$\frac{d^2}{dr^2} + \frac{2}{r} \frac{d}{dr})$$

q - taxa de calor gerado no núcleo da partícula físsil
(BTU/hrft³)

k - condutividade térmica (BTU/hrft^oF)

α - difusividade térmica (ft²/hr)

T - temperatura (^oF)

t - tempo (s)

A expressão (2-16) é válida também, para as partículas férteis e para as camadas envolventes dos núcleos das partículas. Para estes casos, basta fazer $q = 0$.

O cálculo térmico de uma partícula, é executado em cada ponto axial do elemento combustível, dentro do canal de combustível (FIGURA 2-6).

A partícula é envolvida por um material aglutinante à base de grafite, que preenche os espaços entre as partículas. Esta região normalmente é denominada "bed". Então, a condição de contorno na superfície externa da partícula é dada por

$$Q = h_{bed} A_{sup} (T_{sup} - T_{bed}) \quad (2-17)$$

onde,

Q - fluxo de calor da partícula para o "bed" (BTU/hr)

h_{bed} - coeficiente de transferência de calor (BTU/hr ft² ^oF)

A_{sup} - superfície externa da partícula (ft²)

T_{sup} - temperatura na superfície externa da partícula (^oF)

T_{bed} - temperatura média da região que contorna a partícula (^oF)

O valor de h_{bed} é difícil de ser obtido experimentalmente, pois depende basicamente da composição do material do "bed" e das condições de fabricação. Adotaremos neste trabalho, $h_{bed} = 10^5$ (BTU/hr ft² ^oF), segundo a recomendação de Merrill /34/.

A solução da equação (2-16), para cada ponto do canal de combustível, é obtida utilizando o método numérico descrito no próximo item.

2-1-3 - A Secção RAT

A transferência de calor no bloco de grafite e canal de combustível (FIGURA 2-6, regiões de 1 a 7) é determinada pela secção RAT. Neste item, é resolvida a equação de condução de calor, dependente do tempo (2-16).

Para resolver a equação 2.16, vamos tomar uma célula que contenha o ponto genérico (i,j), por exemplo, a célula da figura 2.2, onde o ponto (i,j) é um ponto interno da malha

A equação de diferenças finitas que expressa o balanço térmico na célula (i,j), no período de tempo Δt, para a situação mais genérica com geração de calor interno (FIGURA 2.6, regiões 4, 5, 6 e 7) ou não (regiões 1, 2 e 3), fica sendo

$$\frac{k_{i-1,j} A_{i-1,j}}{\Delta r_{i-1,j}} (T_{i-1,j} - T_{i,j}) + \frac{k_{i+1,j} A_{i+1,j}}{\Delta r_{i+1,j}} (T_{i+1,j} - T_{i,j}) +$$

$$\frac{k_{i,j-1} A_{i,j-1}}{\Delta z_{i,j-1}} (T_{i,j-1} - T_{i,j}) + \frac{k_{i,j+1} A_{i,j+1}}{\Delta z_{i,j+1}} (T_{i,j+1} - T_{i,j}) \quad (2.18)$$

$$+ \dot{q}_{i,j} V_{i,j} = \frac{(T'_{i,j} - T_{i,j}) d c_p V_{i,j}}{\Delta t}$$

- onde,
- k - condutividade térmica (BTU/hr ft °F)
 - A - área de troca de calor (Azl ou Δr l) (ft²)
 - T - temperatura no instante t (°F)
 - T' - temperatura no instante t + Δt (°F)
 - Δt - intervalo de tempo (s)
 - V - volume do célula (Δz Δr l) (ft³)
 - Δr - largura da célula (ft)
 - Δz - altura da célula (ft)
 - d - densidade do material (lb/ft³)
 - c_p - calor específico (BTU/lb°F)

O método utilizado para resolver a equação (2.18), é o método implícito desenvolvido por Peaceman - Rachford /36/. Esse método só é válido para um sistema de equações lineares, portanto, a condutividade térmica para cada Δt dever ser assumida constante

Para simplificar, vamos fazer

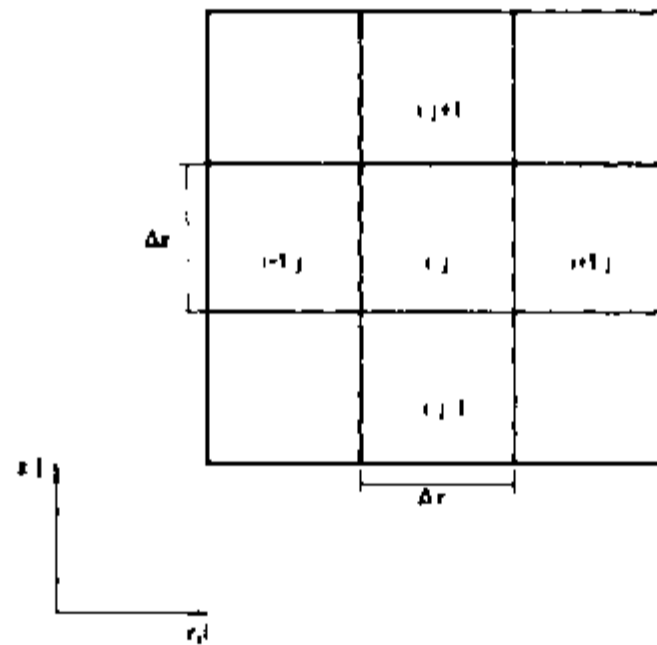


FIGURA 2.2 - MALHA PARA SE EFETUAR BALANÇO TERMICO PELO METODO DAS DIFERENÇAS FINITAS

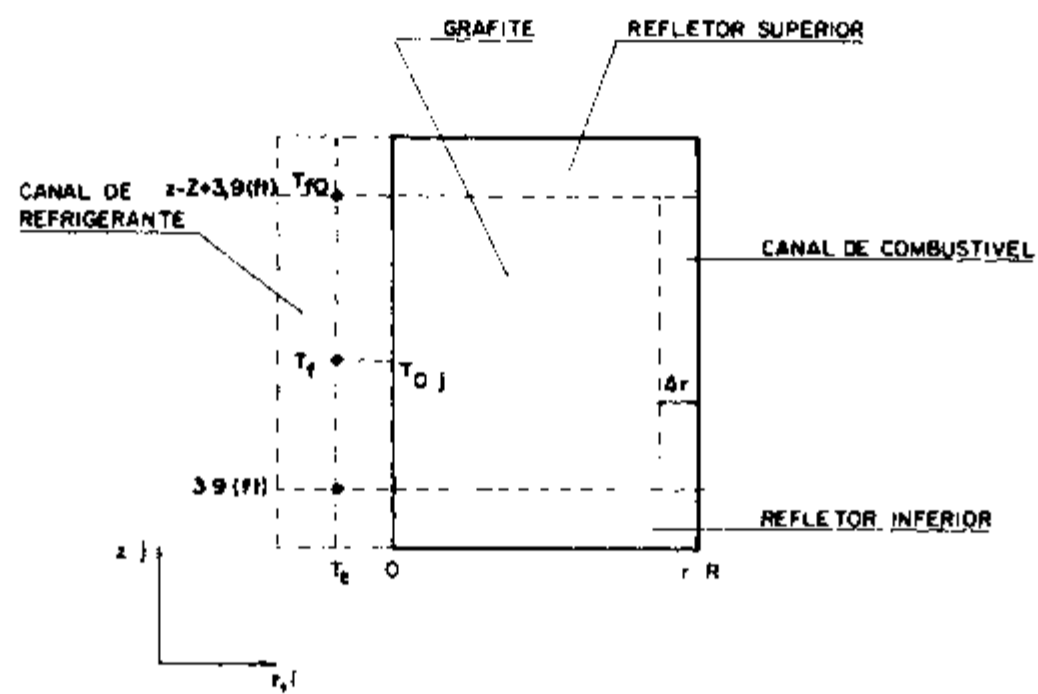


FIGURA 2.3 - CONDIÇÕES DE CONTORNO PARA A CÉLULA EQUIVALENTE

$$\frac{k_{1,J} A_{1,J}}{\Delta z_{1,J} (\rho \Delta r_{1,J})} = C_{1,J}, \quad \frac{d}{dt} \frac{c_p V_{1,J}}{\Delta t} = F_{1,J} \quad \text{e} \quad q_{1,J} V_{1,J} = G_{1,J}$$

teremos, então

$$C_{1-1,J} (T_{1-1,J} - T_{1,J}) + C_{1+1,J} (T_{1+1,J} - T_{1,J}) + C_{1,J-1} (T_{1,J-1} - T_{1,J}) + C_{1,J+1} (T_{1,J+1} - T_{1,J}) + G_{1,J} = F_{1,J} (T'_{1,J} - T_{1,J}) \quad (2-19)$$

Vamos supor que as temperaturas em uma direção são conhecidas, no instante inicial t_0 . No passo seguinte, vamos supor conhecidas as temperaturas no outro eixo. Obviamente, o passo de tempo deve ser o mesmo.

Então, no instante $t_0 + \Delta t$ temos

$$C_{1-1,J} ((T'_{1-1,J} + T_{1-1,J})/2 - T_{1,J}) + C_{1+1,J} ((T'_{1+1,J} + T_{1+1,J})/2 - T_{1,J}) + C_{1,J-1} (T_{1,J-1} - T_{1,J}) + C_{1,J+1} (T_{1,J+1} - T_{1,J}) = F_{1,J} (T'_{1,J} - T_{1,J}) - G_{1,J} \quad (2-20)$$

e, no instante $t_0 + 2\Delta t$, temos

$$C_{1-1,J} ((T'_{1-1,J} + T_{1-1,J})/2 - T_{1,J}) + C_{1+1,J} ((T'_{1+1,J} + T_{1+1,J})/2 - T_{1,J}) + C_{1,J-1} ((T''_{1,J-1} + T_{1,J-1})/2 - T_{1,J}) + C_{1,J+1} ((T''_{1,J+1} + T_{1,J+1})/2 - T_{1,J}) = F_{1,J} (T''_{1,J} - T_{1,J}) - G_{1,J} \quad (2-21)$$

onde T , T' e T'' representam as temperaturas nos instantes t_0 , $t_0 + \Delta t$ e $t_0 + 2\Delta t$, respectivamente

Fazendo a diferença entre (2 21) e (2 20), vamos ter

$$\begin{aligned} & C_{1,J-1} (T''_{1,J-1} - T_{1,J-1})/2 + C_{1,J+1} (T''_{1,J+1} - T_{1,J+1})/2 \\ & = F_{1,J} (T''_{1,J} - T'_{1,J}) \end{aligned} \quad (2 22)$$

Como se deseja solucionar as equações (2 22) e (2 20) linha por linha em duas direções, então, rearranjando estas equações, temos

$$\begin{aligned} & ((C_{1-1,J} T'_{1-1,J})/2 - F_{1,J} T'_{1,J} + (C_{1+1,J} T'_{1+1,J}/2) = - F_{1,J} T_{1,J} - \\ & - C_{1-1,J} (T_{1-1,J}/2 - T_{1,J}) - C_{1+1,J} (T_{1+1,J}/2 - T_{1,J}) - \\ & - C_{1,J+1} (T_{1,J+1} - T_{1,J}) - C_{1,J-1} (T_{1,J-1} - T_{1,J}) - G_{1,J} \end{aligned} \quad (2 23)$$

e

$$\begin{aligned} & C_{1,J-1} T''_{1,J-1}/2 - F_{1,J} T''_{1,J} + C_{1,J+1} T''_{1,J+1}/2 = F_{1,J} T'_{1,J} + \\ & + C_{1,J-1} T_{1,J-1}/2 + C_{1,J+1} T_{1,J+1}/2 \end{aligned} \quad (2 24)$$

Observamos que, na equação (2 23), obtemos $T'_{1,J}$ para o passo de tempo presente, baseado na distribuição de temperaturas do anterior. Na equação (2 24), é utilizado $T'_{1,J}$ para o cálculo de $T''_{1,J}$ no passo seguinte no outro eixo. Então, a temperatura calculada em uma direção é utilizada como $T'_{1,J}$ em outra direção.

Colocando as equações (2 23) e (2 24) em termos genéricos, vamos ter

$$HT'_{i-1,j} + IT'_{1,j} + LT'_{i+1,j} = M \quad (2.25)$$

$$NT''_{1,j-1} + UT''_{1,j} + XT''_{1,j+1} = Y \quad (2.26)$$

onde, H, L, I, N, U, M, Y e X são funções conhecidas da geometria, das propriedades e das temperaturas no tempo t

A utilização das equações (2.25) e (2.26) em cada passo de tempo, introduz um conjunto de N equações simultâneas, com a seguinte forma

$$B_0 T'_0 + C_0 T'_1 = D \quad \text{para } r \text{ (ou } z) = 0 \quad (2.27)$$

$$A T'_{r-1} + B_r T'_r + C_r T'_{r+1} = D_r \quad \text{para } 1 \leq r \text{ ou } z \leq N-2$$

$$A_{N-1} T'_{N-2} + B_{N-1} T'_{N-1} = D_{N-1} \quad \text{para } r \text{ (ou } z) = N-1$$

onde, os coeficientes A_r , B_r , C_r e D_r são funções de H, I, L, N, U, M, Y e X

Fazendo,

$$w_0 = B_0$$

$$w_r = B_r - A_r b_{r-1} \quad \text{para } 1 \leq r \leq N-1$$

$$b_r = \frac{C_r}{w_r} \quad \text{para } 0 \leq r \leq N-2$$

$$g_0 = \frac{D_0}{w_0}$$

$$g_r = D_r - A_r g_r w_{r-1}$$

A solução final de (2.27) é, então

$$T'_{N-1} = g_{N-1} \quad (2.28)$$

$$T_r = g_r - b_r T'_{r+1} \quad \text{para } 0 \leq r \leq N-2$$

Os coeficientes (w, b e g) são calculados para r (crescente, en quanto que T é calculado para r decrescente)

Para o nosso problema, as condições de contorno são

1) para $r = 0$ (superfície de contato entre o canal de refrig^{er}ante e o bloco), a temperatura é obtida pelo procedimento abaixo descrito

O fluxo de calor Q gerado até uma altura genérica do canal de combustível, é dado por,

$$Q = \int_0^{z_{o,j}} \dot{q} \Delta R dz = \dot{q} \Delta R z_{o,j} \quad (2.29)$$

O calor recebido pelo refrigerante por convecção em uma célula, é igual a,

$$\dot{q} \Delta R dz = h \Delta z (T_{o,j} - T_f) \quad \text{ou} \quad (2.30)$$

$$T_{o,j} = T_f + \frac{\dot{q} \Delta R}{h}$$

O calor ganho pelo fluido desde a entrada ($z_{o,j} = 0$) até a altura $z_{o,j}$ é,

$$Q = m_c C_p (T_f - T_e) \quad (2.31)$$

Das equações (2.29), (2.30) e (2.31), podemos escrever, então, que

$$T_{o,j} = T_e + \frac{\dot{q} \Delta R ((z_{o,j}/m_c C_p) + 1/h)}{\quad} \quad (2.32)$$

Para $z_{o,j} > H + 3,9$ (Figura 2.3), teremos

$$T_{o,j} = T_{fo} - \frac{(T_{fo} - T_e)}{H} ((m_c C_p)/\pi Dh + z_{o,j} - z_{o,j-1}) \quad (2.33)$$

onde, $T_{o,j}$ - temperatura na superfície de contato entre a grafite e o refrigerante (veja Figura 2.3) - (^oF),

- T_e - Temperatura de entrada do refrigerante no núcleo - ($^{\circ}\text{F}$)
 T_F - temperatura no centro do canal refrigerante na cota $z_{o,j}$ - ($^{\circ}\text{F}$)
 T_{fo} - temperatura no centro do canal refrigerante para $z_{o,j} = H + 3,9$ - ($^{\circ}\text{F}$)
 ΔR - espessura da região de combustível (Figura 2 3) - (ft)
 $z_{o,j}$ - altura do canal no ponto (o,j) - (ft)
 m_c - fluxo de hélio em um canal de refrigerante - (lb/hr)
 C_p - calor específico do hélio a pressão constante (BTU/lb $^{\circ}\text{F}$)
 D - diâmetro do canal de refrigerante - (ft)
 H - altura do canal de combustível (igual a altura de 6 blocos hexagonais empilhados) - (ft)
 h - coeficiente de transferência de calor para convecção forçada (item 2 4 3 3) - (BTU/hr ft 2 $^{\circ}\text{F}$)

$$2 \left(\frac{\delta T}{\delta r} \right)_{r=R} = 0 \quad \text{superfície adiabática, conforme item 2 2} \\ \text{(veja Figura 2 3)}$$

$$3 \left(\frac{\delta T}{\delta z} \right)_{z=0} = 0 \quad \text{região inferior (isolada termicamente - veja} \\ \text{Figura 2 3)}$$

$$4 \left(\frac{\delta T}{\delta z} \right)_{z=H} = 0 \quad \text{região superior (isolada termicamente - veja} \\ \text{Figura 2 3)}$$

Na distribuição de temperatura durante um transiente é utilizado o mesmo passo de integração da seção KINETIC, conforme 2 1 1. Como os passos de tempo utilizados na solução do problema cinético são muito pequenos, não haverá instabilidade na solução do problema térmico.

Entretanto, considerando que para o caso estacionário não é resolvido o problema cinético, é necessário, neste caso, estabelecer um passo de tempo adequado. De acordo com Gross /22/, o passo de tempo recomendável é,

$$\Delta t_1 \leq \frac{C_1}{\sum_J k_{J,1}} \quad (2 34)$$

onde,

- Δt_1 - é o valor máximo do passo de tempo para o ponto 1
- C_1 - é a capacitância térmica da grafite na célula (1,j)
- k_{j1} - é a condutividade térmica média da célula (1,j)

pode-se escrever que,

$$\Delta t_1 = O_1 \frac{C_1}{\sum_j k_{j1}} \tag{2 35}$$

onde O_1 é uma constante de proporcionalidade determinada por tentativas. No problema estudado no ítem 3.1, o valor O_1 utilizado foi 0,01

Uma vez determinado o passo de tempo, utiliza-se um critério de convergência R_1 , dado por

$$R_1 = \frac{\left| \frac{C_1 (T_1 - T'_1)}{\Delta t_1} \right|}{\sum_{j=1}^4 \left| k_{j1} \left(\frac{T_1 + T'_1}{2} - \frac{T_j + T'_j}{2} \right) \right| + |q_1|} \tag{2 36}$$

onde, q_1 - taxa de geração de calor

T - temperatura calculada na iteração anterior

O valor de R_1 é calculado e armazenado a cada 10 iterações. O critério de convergência, segundo Petersen /37/, estabelece que os R_1 devem satisfazer a condição,

$$R_1 < 1,0 \times 10^{-4} \tag{2 37}$$

2.2 - Modelação do elemento combustível

Para a aplicação do modelo matemático (parte térmica) descrito anteriormente, é necessário fazer uma modelação do elemento combustível (bloco hexagonal). Assim, foi desenvolvido um modelo baseado na distribuição dos canais de combustível e refrigerante, numa pilha de 6 blocos hexa

gonais de grafite para o reator Fort Saint Vrain. Esse bloco de combustível é composto por uma série de células iguais à mostrada nas Figuras 2.4 e 1.3. O canal de refrigerante recebe calor da grafite que, por sua vez, transmite o calor gerado em uma parcela de cada um dos 6 canais de combustível.

A célula principal foi, então, transformada em uma célula cilíndrica equivalente, conforme Figura 2.5. Observamos, que a célula equivalente foi dimensionada de tal modo que

- a) O canal de refrigerante é o mesmo da célula principal
- b) O volume de grafite é o mesmo da célula principal
- c) O volume de combustível é igual ao da célula principal

$(A_{eq} H = (4A + 2A') H)$, onde A_{eq} é a área do combustível na célula equivalente, A e A' são as parcelas das áreas transversais dos canais de combustível na célula principal e H é a altura total dos blocos empilhados. Dessa maneira, vamos ter a mesma quantidade de calor gerada por unidade de volume, tanto na célula equivalente como na célula original.

O modelo final fica, então, definido por

- um canal de refrigerante no centro (raio, $a = 0,3125$ in)
- uma camada de grafite (espessura, $b = 0,3355$ in)
- uma camada de combustível (espessura, $c = 0,072$ in)

Importante observar, que a altura do modelo é a mesma do núcleo do reator, ou seja, corresponde a 6 blocos hexagonais empilhados (H) mais a espessura correspondente aos refletores, superior e inferior, como foi visto no item 1.1.3.

Na Figura 2.4, a linha que forma um hexágono em torno do canal central de refrigerante, é uma linha de simetria, onde ocorrem as temperaturas máximas da célula. Deste modo, tem-se que $\delta T / \delta r = 0$, portanto, não há fluxo de calor através dessa superfície. Então, no modelo da célula equivalente das Figuras 2.5a e 2.5b, tem-se uma superfície adiabática para o raio externo.

2.3 - Modelação do combustível para utilizar no programa de computador

Apesar da célula equivalente ser bastante simples, ela apresenta regiões bastante diferentes. Por exemplo, temos regiões onde não é gerado calor e regiões onde ocorre geração. Mesmo nas regiões onde ocorre geração de calor (canal de combustível) há grande variação nas propriedades de um ponto para o outro. Por isso, é conveniente dividir a célula equivalen

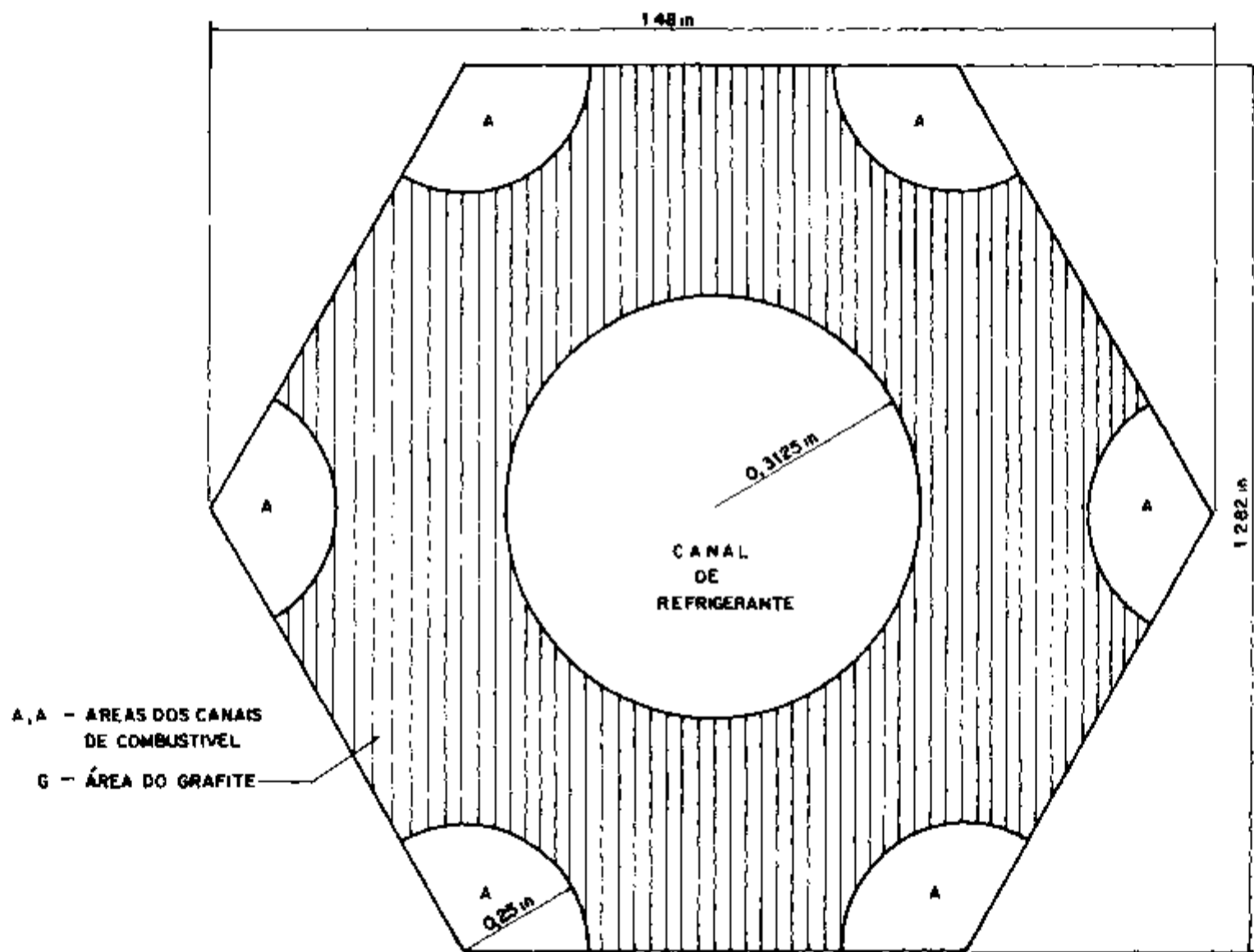


FIGURA 24 - CÉLULA PRINCIPAL

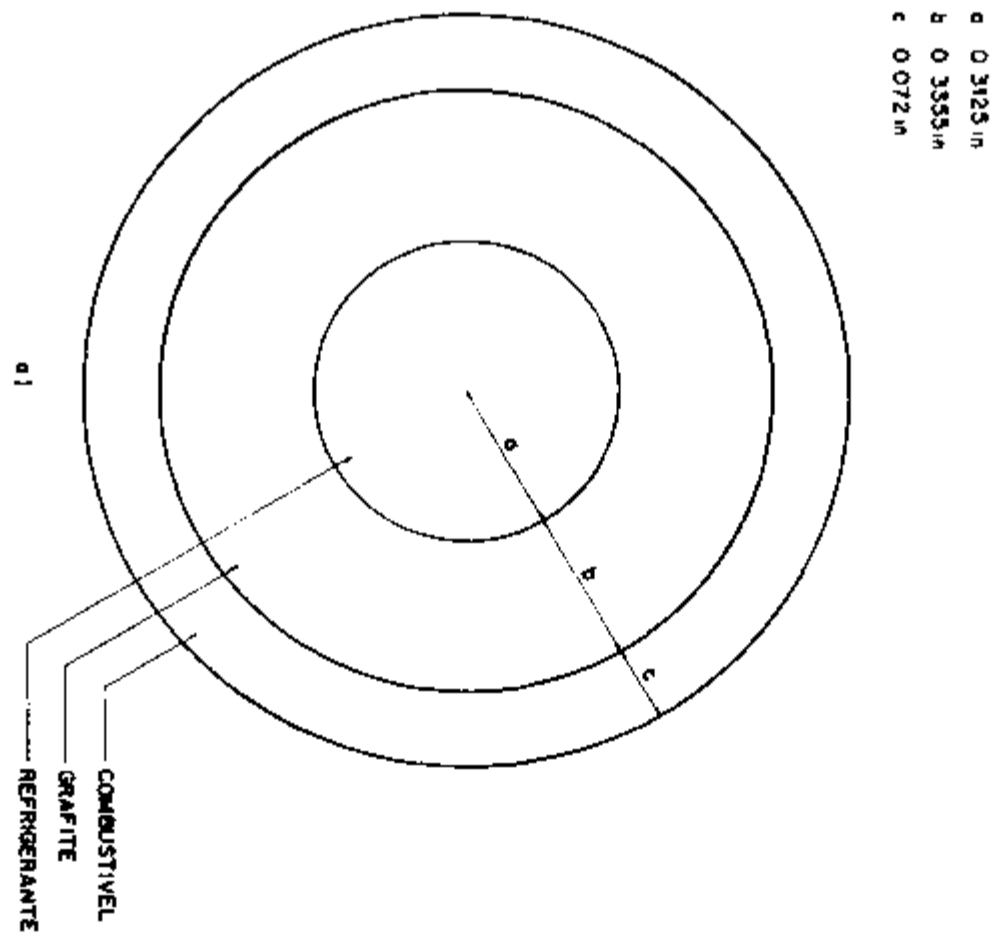
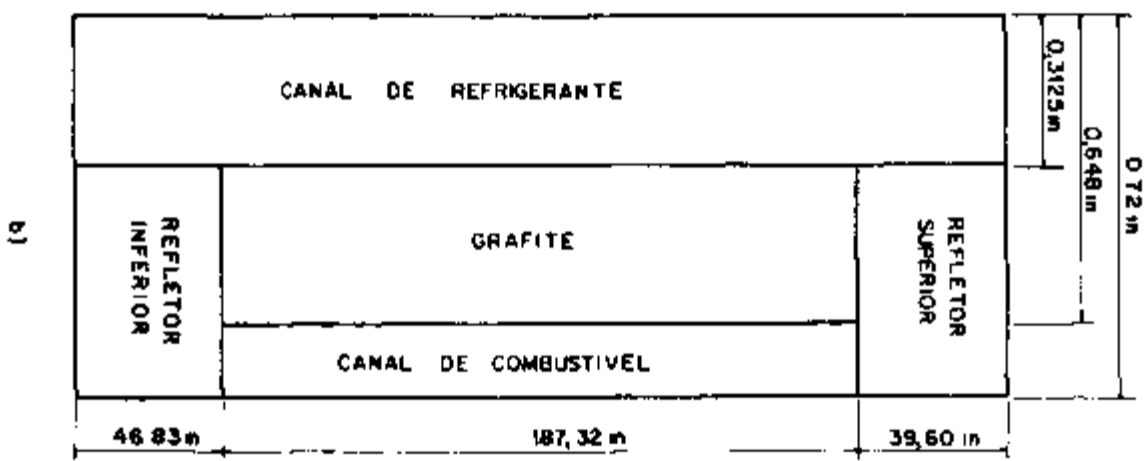


FIGURA 2.5 - CÉLULA EQUIVALENTE



te em regiões

Conforme Figura 2 6, a célula equivalente foi dividida em 7 regiões, à saber,

- REGIÃO 1 - refletor inferior
- REGIÃO 2 - refletor superior
- REGIÃO 3 - moderador
- REGIÃO 4 - combustível
- REGIÃO 5 - combustível
- REGIÃO 6 - combustível
- REGIÃO 7 - combustível

Como se pode observar na Figura 2 6, o canal de combustível foi dividido em 4 regiões. Para se chegar a tal divisão, foi feito um estudo do número de regiões combustíveis em função do tempo de computação e da temperatura média do combustível. O caso estacionário do item 3 1 foi analisado, considerando diversas divisões do combustível.

Para um número grande de divisões o tempo de computação cresce enormemente, apesar de obtermos uma precisão um pouco melhor. Por exemplo, para uma divisão da região de combustível em 5 regiões, gastou-se 90% a mais no tempo de computação do que para uma divisão em 4 regiões, e a precisão foi melhorada (em relação a 4 regiões) de apenas 0,57. Considerando que, uma melhoria de apenas 0,57 na precisão que, corresponde a 4°C apenas (T média no estado estacionário da ordem de 800°C), acarretou tão grande acréscimo no tempo de computação, resolvemos, em todos os cálculos posteriores, dividir o canal de combustível em 4 regiões, como mostrado na Figura 2 6.

No item 2 4 3 1 são especificados os parâmetros geométricos das regiões de 1 a 7. Os parâmetros térmicos e demais correlações são discutidas nos itens 2 4 3 2 e 2 4 3 3.

2 4 - Dados de entrada

Os dados de entrada que compõem o INPUT da Figura 2 1 são, basicamente, a densidade de potência do elemento físsil (item 2 4 1), os dados referentes à parte cinética, as tabelas de inserção de reatividade (item 2 4 2), propriedades térmicas e geométricas (item 2 4 3).

2 4 1 - Densidade de potência (q) para as partículas físsis

A distribuição do fluxo de neutrons e, conseqüentemente, a densidade de potência no núcleo de um reator, varia com o ponto considerado

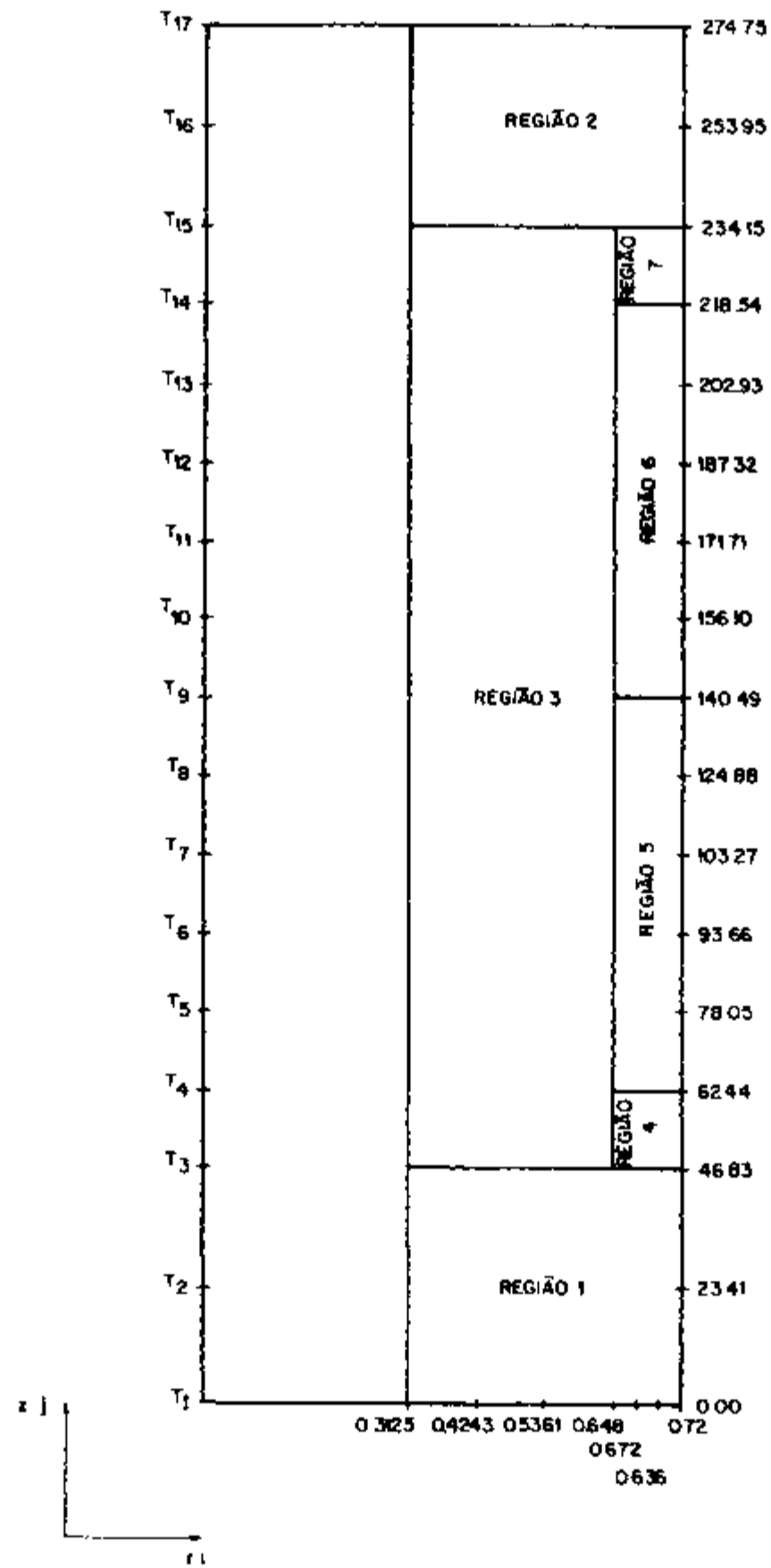


FIGURA 2.6 - DIVISÃO DA CELULA EQUIVALENTE EM REGIÕES E MALHA DE PONTOS (m)

Os cálculos de dimensionamento são sempre feitos para o canal mais quente. O canal mais quente do reator HIGR é o canal central da coluna de blocos central do núcleo do reator. Na Figura 2.7 apresentamos a distribuição de potência ($\bar{q} \mid \bar{q}_{ME}$) ao longo do canal mais quente, para o reator Fort Saint Vrain/15/, onde \bar{q}_{ME} é a densidade de potência média do núcleo do reator.

O fluxo de calor médio para o início de operação do reator, é calculado pela expressão /12/

$$\bar{q}_{ME} = G_f \bar{\sigma}_f N_{ff} \phi_{ME} \quad (2.38)$$

onde,

- G_f - quantidade de calor gerado por fissão (MeV/fissão)
- $\bar{\sigma}_f$ - secção de choque de fissão microscópica térmica média (barns), dada por /12/

$$\bar{\sigma}_f = 0,8862 f(T) \sigma_{fo} \left(\frac{T_o}{T} \right) \quad (2.39)$$

- N_{ff} - densidade de núcleos físseis (núcleos/cm³), dado por /12/

$$N_{ff} = \left(\frac{A_v}{M_{ff}} \right) r d_{fm} f_1 \quad (2.40)$$

- ϕ_{ME} - fluxo médio de neutrons (n's/cm² s)

sendo que,

$f(T)$ - fator de correção (para compensar desvio da lei $(1/v)$ da secção de choque de fissão)

σ_{fo} - secção de choque de fissão macroscópica térmica na temperatura T_o (barns)

T_o - temperatura absoluta onde é calculado σ_{fo} (°R)

T - temperatura absoluta do moderador onde é calculado $\bar{\sigma}_f$ (°R)

A_v - número de Avogadro (= $6,0225 \times 10^{23}$ moléculas/g mol)

M_{ff} - massa molecular do elemento físsil (g)

r - proporção em massa do elemento físsil para o combustível total

$$r = \frac{(m_{ff})}{(m_{ff} + m_{nf})} \quad (2.41)$$

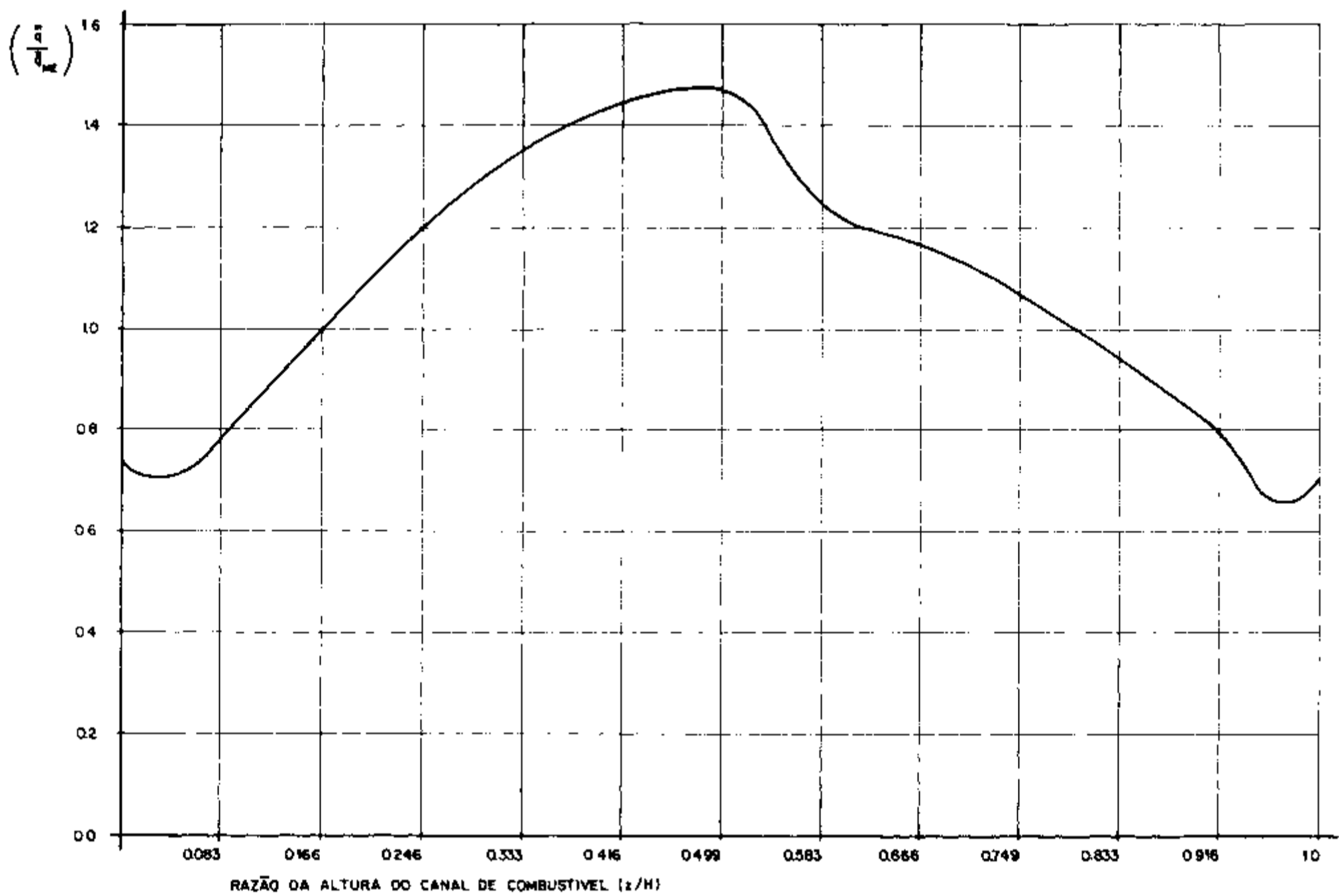


FIGURA 27 - RELAÇÃO $\frac{z}{H}$ EM FUNÇÃO DA ALTURA DO CANAL DE COMBUSTIVEL PARA O REATOR FORT SAINT VRAIN

d_{fm} - densidade do elemento físsil/(g/cm³)

f - fração de massa do combustível no material combustível

$$f = \frac{\frac{r}{r + (1-r) (M_{ff}/M_{nf})} M_{ff} + \frac{(1-r) M_{nf}}{r(M_{nf}/M_{ff}) + (1-r)}}{\frac{r M_{ff}}{r + (1-r) (M_{ff}/M_{nf})} + \frac{(1-r) M_{nf}}{r(M_{nf}/M_{ff}) + (1-r)} + M_{C2}} \quad (2.42)$$

i - número de átomos de combustível por molécula combustível

M_{nf} - massa molecular do elemento não físsil (g)

M_{C2} - massa molecular do carbono (g)

m_{nf} - massa do elemento não físsil (g)

m_{ff} - massa do elemento físsil (g)

Para o reator Fort Saint Urain, temos

$$G_f = 200 \text{ MeV } /29/$$

$$f(T) = 0,31 /30/$$

$$\sigma_{fo} = 577,1 \text{ barn } /30/$$

$$T_o = 20,46^\circ\text{C} = 528^\circ\text{R } /30/$$

$$T = 720^\circ\text{C} = 1788^\circ\text{R (veja Tabela 3.1)}$$

$$M_{ff} = 235,0439 \text{ (urânio 235)}$$

$$M_{nf} = 232 \text{ g (tório 232)}$$

$$m_{ff} = 15971 \text{ kg (Apêndice A)}$$

$$m_{nf} = 773 \text{ kg (Apêndice A)}$$

$$d_{fm} = 13,63 \text{ (g/cm}^3\text{) } /12/$$

$$i = 1,0$$

$$M_{C2} = 12 \times 2 = 24 \text{ (g)}$$

$$\phi_{ME} = 6,3 \times 10^{13} \text{ (n's/cm}^2\text{s) (Apêndice A)}$$

Utilizando os valores acima em (2.39), (2.40), (2.41) e (2.42),

obtemos

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_f &= 253 \text{ barns} \\ f &= 0,3063 \\ r &= 0,046 \\ N_{ff} &= 1,46 \times 10^{21}\end{aligned}$$

Finalmente, pela equação (2.38), obtemos

$$q_{ME}'' = 7,9 \times 10^7 \text{ (BTU/hr.ft}^3\text{)}$$

Conhecendo-se o valor de q_{ME}'' e com auxílio da Figura 2.7, construímos a Tabela 2.1, que nos dá a distribuição de densidade de potência para as partículas físséis, ao longo do canal de combustível

2.4.2 - Variação de reatividade

A variação de reatividade nas equações de cinética (veja item 2.1.1), em função do tempo, é introduzida no código BLOOST-6 através de uma tabela

Para o nosso trabalho, vamos estudar 4 casos diferentes de transiente de reatividade, previstos pelo "FSAR" do reator Fort Saint Vrain /15/

1º CASO - retirada lenta de um par de barras de controle - com o reator operando a plena potência, no estado estacionário, no início do ciclo do combustível. A retirada de um par de barras, provoca um aumento de 0,015 Δk na reatividade /15/. Estudaremos, então, a inserção dessa reatividade em um tempo de 100 s

Pontos ao longo do canal combustível (Figura 2.6)	q/q_{ME}'' (Figura 2.7)	$q \times 10^7$ ($\frac{\text{BTU}}{\text{hr.ft}^3}$)
1	0,78	6,162
2	0,99	7,821
3	1,20	9,48
4	1,35	10,665
5	1,44	11,376
6	1,47	11,613
7	1,23	9,717
8	1,17	9,243
9	1,06	8,374
10	0,34	7,426
11	0,80	6,32
12	0,70	5,53

TABELA 2.1 - Densidade de potência ao longo do canal de combustível

2º CASO - retirada ou ejeção de um par de barra de controle devido a um tipo qualquer de falha (mecânica, elétrica ou de operação), analisaremos as consequências da expulsão de um par de barras de controle com o reator operando a plena potência. Essa simulação equivale à inserção de $0,015\Delta k$ de reatividade em $0,15 \text{ s}/15/$

3º CASO - retirada lenta de um par de barras de controle com fonte de neutrons no núcleo - esta seria a situação para o reator durante a partida, quando ele já estivesse em estado estacionário a plena potência. A inserção de reatividade neste caso, seria de $0,045\Delta k/15/$ num tempo de 100 s

4º CASO - retirada de todas as barras em 100 s - com o reator operando em estado estacionário a plena potência. A retirada de todas as barras equivale, a inserir uma reatividade de $0,231\Delta k /15/$

Na Tabela 2.2, são apresentados os valores de variação de reatividade em função do tempo para os 4 casos estudados. Para valores intermediários aos introduzidos na seção "INPUT", o programa faz uma interpolação linear entre os dois extremos mais próximos.

Na Tabela 2.3, fornecemos também os dados referentes aos neutrons atrasados, as constantes de decaimento, necessários para a resolução das equações do item 2.1.1. Os coeficientes de temperatura do combustível e moderador estão na Tabela 2.4.

2.4.3 - Dados Geométricos e propriedades dos materiais

2.4.3.1 - Dados Geométricos

Os dados geométricos mais importantes são

- As dimensões das regiões estão especificadas na Figura 2.6
- Foi adotada uma malha de 7 pontos na direção radial (I)
17 pontos na direção axial (J)
- Dimensões das partículas conforme Tabela 2.5

2.4.3.2 - Propriedades dos Materiais

As propriedades da grafite, do combustível e do hélio são dadas pelas seguintes relações

a) Condutividade térmica

al) para grafite do bloco hexagonal /4/

$$k_{\text{axial}} = 18 \text{ (BTU/hr ft } ^\circ\text{F)}$$

$$k_{\text{radial}} = 16 \text{ (BTU/hr ft } ^\circ\text{F)}$$

Tempo (s)	1º Caso 0,015Δk em 100 s	3º Caso 0,045Δk em 100 s	4º Caso 0,231Δk em 100 s
0	0,0	0,0	0,0
5	0,00075	0,00225	0,0115
10	0,0015	0,00450	0,0231
15	0,00225	0,00675	0,0346
20	0,0030	0,00900	0,0462
25	0,00375	0,01125	0,0577
30	0,00450	0,01350	0,0693
35	0,00525	0,01575	0,0808
40	0,00600	0,01800	0,0924
45	0,00675	0,02025	0,1039
50	0,00750	0,02250	0,1155
55	0,00825	0,02475	0,1270
60	0,00900	0,02700	0,1386
65	0,00975	0,02925	0,1501
70	0,01050	0,03150	0,1617
75	0,01125	0,03375	0,1732
80	0,01200	0,03600	0,1848
85	0,01275	0,03825	0,1963
90	0,01350	0,04050	0,2079
95	0,01425	0,04275	0,2194
100	0,01500	0,04500	0,2310

a)

Tempo (s)	2º Caso 0,015Δk em 0,15s
0	0,0
0,0075	0,00075
0,0150	0,0015
0,0225	0,00225
0,0300	0,0030
0,0375	0,00375
0,0450	0,0045
0,0525	0,00525
0,0600	0,0060
0,0675	0,00675
0,0750	0,0075
0,0825	0,00825
0,0900	0,0090
0,0975	0,00975
0,1050	0,0105
0,1125	0,01125
0,1200	0,0120
0,1275	0,01275
0,1350	0,0135
0,1425	0,01425
0,1500	0,0150

b)

TABELA 2.2 - Variação da reatividade em função do tempo durante o transiente

a2) para a grafite da região de combustível /20,3/
 $k = - 0,58 + 2,67 \times 10^{-3} T - 1,34 \times 10^{-6} T^2 + 2,25 \times 10^{-10} T^3$
 (BTU/hr ft °F)

onde, T é a temperatura em °F

a3) para o núcleo da partícula /27/
 $k = 24$ (BTU/hr ft °F)

Grupo de Neutrons atrasados	Constante de Decaimento do precursor λ_1 (s ⁻¹)	Fração de Neutrons de fissão atrasados β_1
1	$1,2515 \times 10^{-2}$	$2,22 \times 10^{-4}$
2	$3,1555 \times 10^{-2}$	$1,115 \times 10^{-3}$
3	$1,1338 \times 10^{-2}$	$3,775 \times 10^{-4}$
4	$3,0632 \times 10^{-2}$	$1,667 \times 10^{-3}$
5	1,135	$4,46 \times 10^{-4}$
6	2,876	$1,83 \times 10^{-4}$

TABELA 2 3 - Propriedades dos Neutrons atrasados /30/

Temperatura (°C)	Combustível ($\times 10^{-2}$)	Moderador ($\times 10^{-2}$)
27	0,0	- 0,2
327	0,38	- 0,6
627	1,61	- 1,1
327	2,10	- 1,4
1227	2,48	- 1,7
1527	2,80	- 2,0
1927	3,18	- 2,0
2237	3,46	- 2,0
2627	3,75	- 2,0
3127	3,95	- 2,0

TABELA 2 4 - Coeficientes de temperatura para o combustível e o moderador /34/

a4) para a camada de carbono poroso / 4 /
 $k = 0,5$ (BTU/hr ft °F)

a5) para a camada de pirocarbono / 4 /
 $k = 5,0$ (BTU/hr ft °F)

a6) para a camada de carbeto de silício /24/
 $k = 9,6$ (BTU/hr ft °F)

b) Calor específico

b1) para o hélio /43/
 $C_p = 1,242$ (BTU/lb°R)

b2) para o bloco hexagonal /40/
 $C_p = 0,377 + 0,0372 T - 6,7 \times 10^{-6} T^2$

b3) para a região do combustível /40/
 $C_p = 0,235 + 0,0271 T - 4,88 \times 10^{-6} T^2$

b4) para o núcleo da partícula físsil /27/
 $C_p = 33 + 0,0032 T - 1,53 \times 10^{-6} T^2$

b5) para o núcleo da partícula fértil /27/
 $C_p = 31 + 0,0032 T - 1045 \times 10^{-6} T^2$

b6) para a camada de carbono poroso / 4 /
 $C_p = 0,15 + 0,0151 T - 2,7 \times 10^{-6} T^2$

b7) para a camada de pirocarbono / 4 /
 $C_p = 0,40 + 0,040 T - 7,36 \times 10^{-6} T^2$

b8) para a camada de carbeto de silício /24/
 $C_p = 0,28 + 0,022 T - 3,9 \times 10^{-6} T^2$

onde T é a temperatura em graus Rankine

c) Viscosidade dinâmica do hélio /13/

$$\mu = \frac{4,23 \cdot T^{3/2}}{T^{0,826} - 0,403} \quad \left(\frac{\text{lb}}{\text{hr ft}} \right)$$

2 4 3 3 - Correlações para o hélio

- Número de Reynolds /43/

$$R_e = 35430 \frac{m_c T}{T_m^{1,674}}$$

Coeficiente de transferência de calor em convecção forçada para o hélio dentro do canal /43/

$$h = 4,421 T^{0,674} R_e^{0,8}$$

onde m_c - fluxo de massa em um canal de refrigerante (lb/ft² hr)

T - temperatura no centro do canal (°R)

T_m - temperatura média entre o centro do canal e a superfície (°R)

Dimensões (μ) / Partícula	Físsil	Fértil
Diâmetro do núcleo	140	375
Espessura das Camadas de carbono		
Carbono poroso	50	50
Carbono isotrópico	20	20
Carbeto de silício	20	20
Carbono isotrópico	30	40

TABELA 2 5 - Diâmetro do núcleo e espessura das camadas de carbono das partículas físséis e férteis

ANÁLISE DOS RESULTADOS

Como já foi dito, o nosso objetivo é estudar o comportamento térmico do reator Fort Saint Vrain, quando submetido a transientes de reatividade. As situações por nós analisadas são as seguintes:

- a) Estado estacionário
- b) Retirada de um par de barras lentamente
- c) Ejeção de um par de barras de controle (rápida)
- d) Retirada lenta de um par de barras de controle com fonte de neutrons no núcleo
- e) Retirada lenta de todas as barras de controle

A seguir apresentamos os resultados obtidos para cada um dos casos acima.

3.1 Estado estacionário

Antes de analisarmos o comportamento do reator sob as condições de transientes, é necessário a simulação do estado estacionário. O estado estacionário considerado é o estado de operação do reator a plena potência. As principais características do reator Fort Saint Vrain estão resumidas no Apêndice A. Introduzindo no programa BLOOST-6 a distribuição de potência e demais parâmetros de entrada do item 2.4, obtemos a distribuição de temperaturas no canal refrigerante, no grafite e no combustível, para o estado estacionário à plena potência. Na FIGURA 3.1 apresentamos os resultados obtidos.

Como se pode observar, na metade inferior do canal de combustível (regiões, 4 e 5) a diferença de temperatura entre os pontos à meia altura e a entrada é bem alta ($T_9 - T_3$, aproximadamente, 500°C), isto deve-se, parcialmente, à curva de potência (FIGURA 2.7), pois é gerado mais calor na parte inferior e, parcialmente, à melhor troca de calor entre refrigerante e grafite, pois, o hélio na parte inferior está bem mais frio. Obviamente, esta região estará sujeita a tensões térmicas bem mais altas. Na parte superior do canal, essa diferença de temperatura, já não é tão sensível ($T_9 - T_{16}$, aproximadamente, 150°C).

No FSAR ("Final Safety Analysis Report") do Fort Saint Vrain

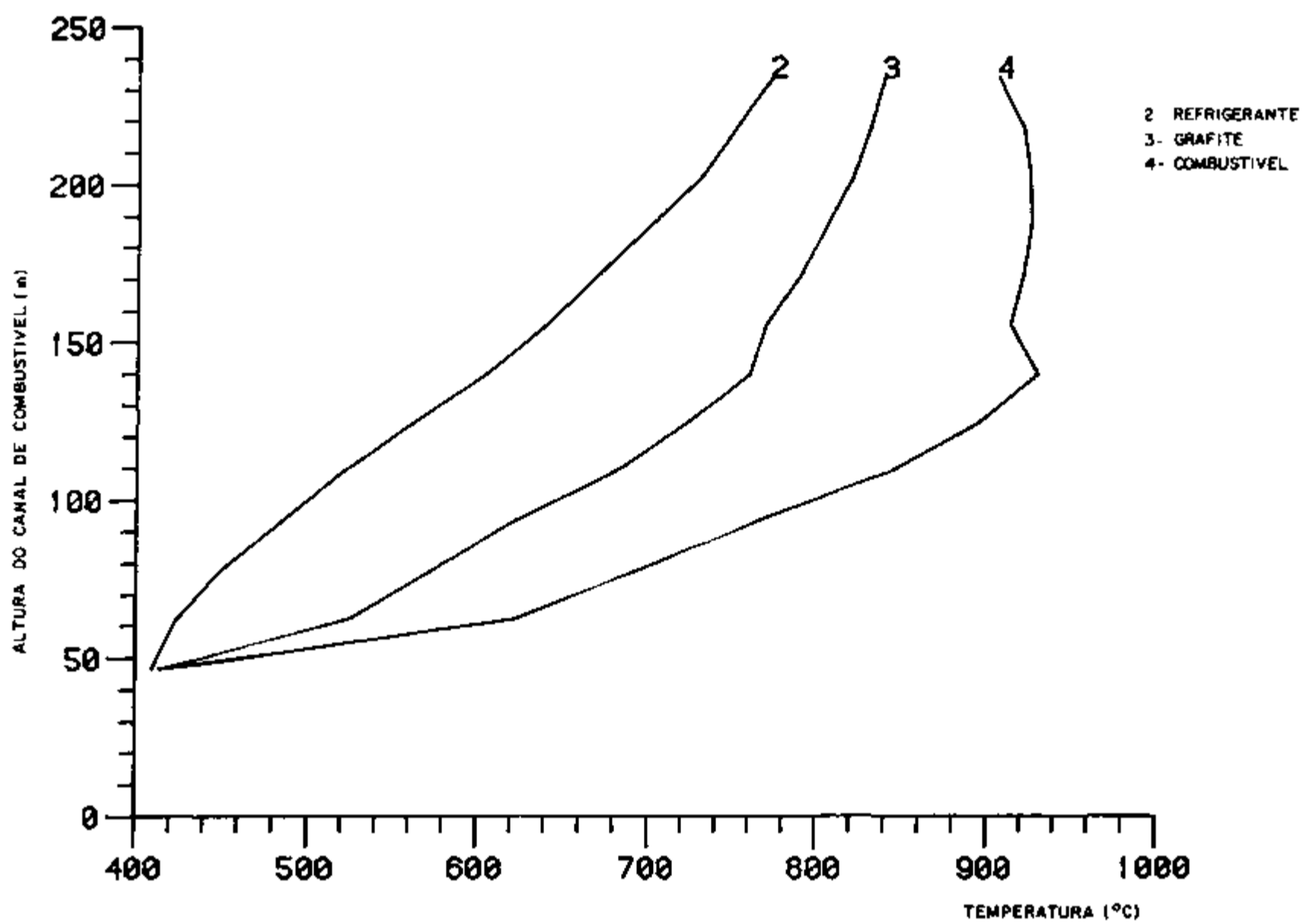


FIGURA 3 1 - Distribuição de temperaturas nos canais de combustível, moderador e refrigerante para o reator Fort Saint Vrain à plena potência, no estado estacionário

/15/ não encontramos a distribuição de temperatura dos canais de combustível e refrigerante, para permitir uma verificação do modelo matemático. Entretanto, foi possível obter alguns parâmetros básicos de projeto. Na TABELA 3.1 apresentamos uma comparação entre os parâmetros de projeto do Fort Saint Vrain os valores obtidos pelo modelo matemático. Como pode ser verificado o modelo matemático comporta-se de maneira satisfatória. As variações dos parâmetros de projeto, em relação aos parâmetros calculados, são quase desprezíveis.

	FSAR/15/ (°C)	Nossos Resultados (°C)	Erro (%)
Temperatura média da partícula físsil	815	800	1,84
Temperatura média da partícula fértil	813	799	1,72
Temperatura média da grafite	732	720	1,64
Temperatura de saída do núcleo do hélio	780	766	1,80
Temperatura máxima da grafite	-	827	-
Temperatura máxima da partícula físsil	-	911	-

TABELA 3.1 - Temperaturas de projeto para combustível, grafite e refrigerante no reator Fort Saint Vrain, no estado estacionário a plena potência

3.2 Retirada de um par de barras lentamente

O acidente de retirada de um par de barras ocorre quando, por qualquer razão, o mecanismo de controle das barras provoca uma reversão no sentido ascendente da barra de controle. Esse tipo de acidente tem, como consequência, um aumento na taxa de geração de calor e, portanto, um aumento no nível de potência do reator.

Partindo do estado estacionário e introduzindo, conforme item 2.4.2, uma reatividade de 0,015Δk em 100 segundos (TABELA 2.2a) fizemos através do nosso modelo de cálculo uma análise do transiente térmico provocado. No Apêndice B apresentamos uma entrada e saída típicas do programa BLOOST-6. Os resultados obtidos são apresentados nas Figuras 3.2 e 3.3. Verificamos, na Figura 3.2, que a potência atinge o valor máximo em 100 seg com 5050 MW (aproximadamente 6 vezes a potência normal). Na figura 3.3

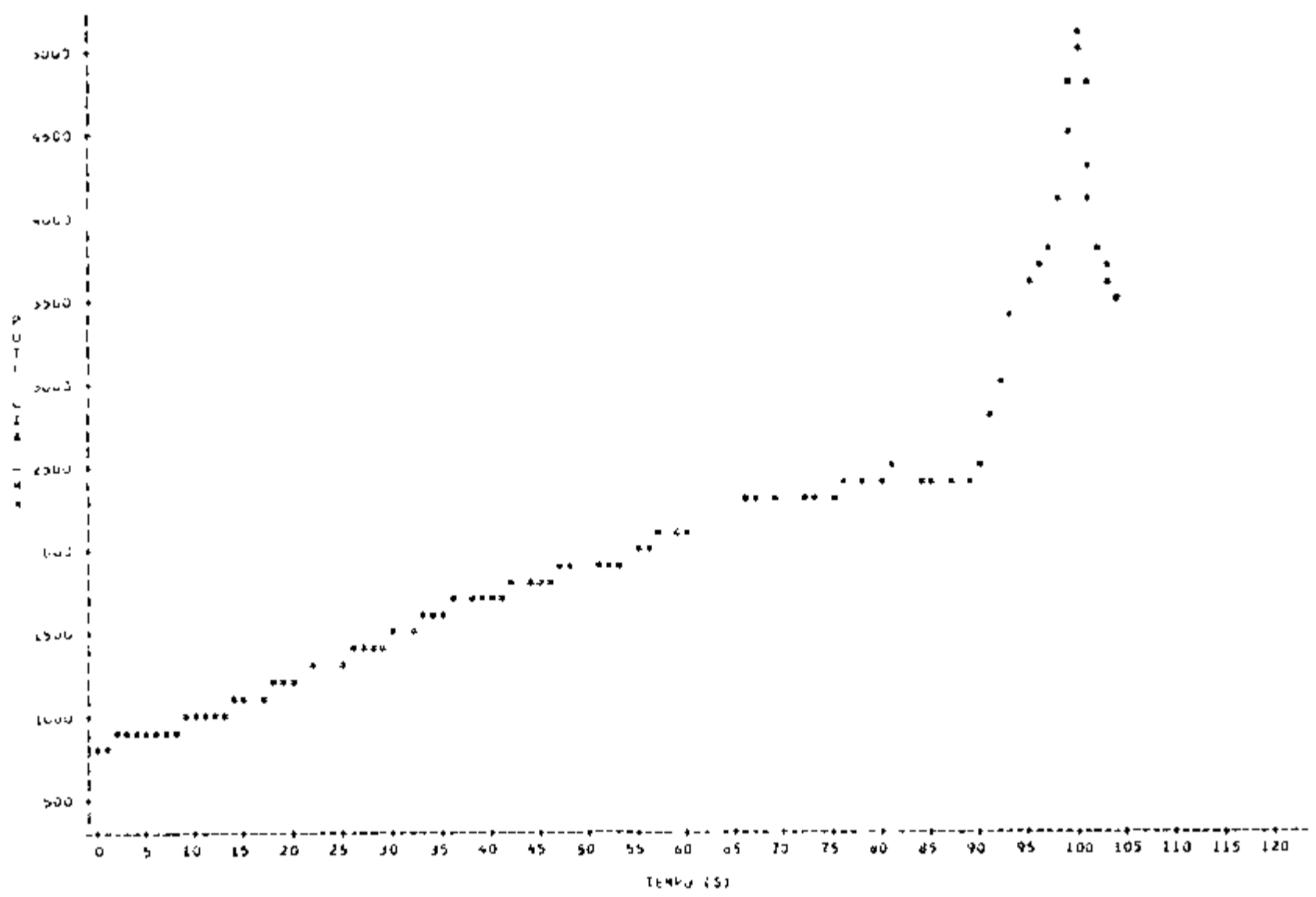


FIGURA 3.2 - Variação da potência com o tempo, no caso do acidente de retirada lenta de um par de barras de controle

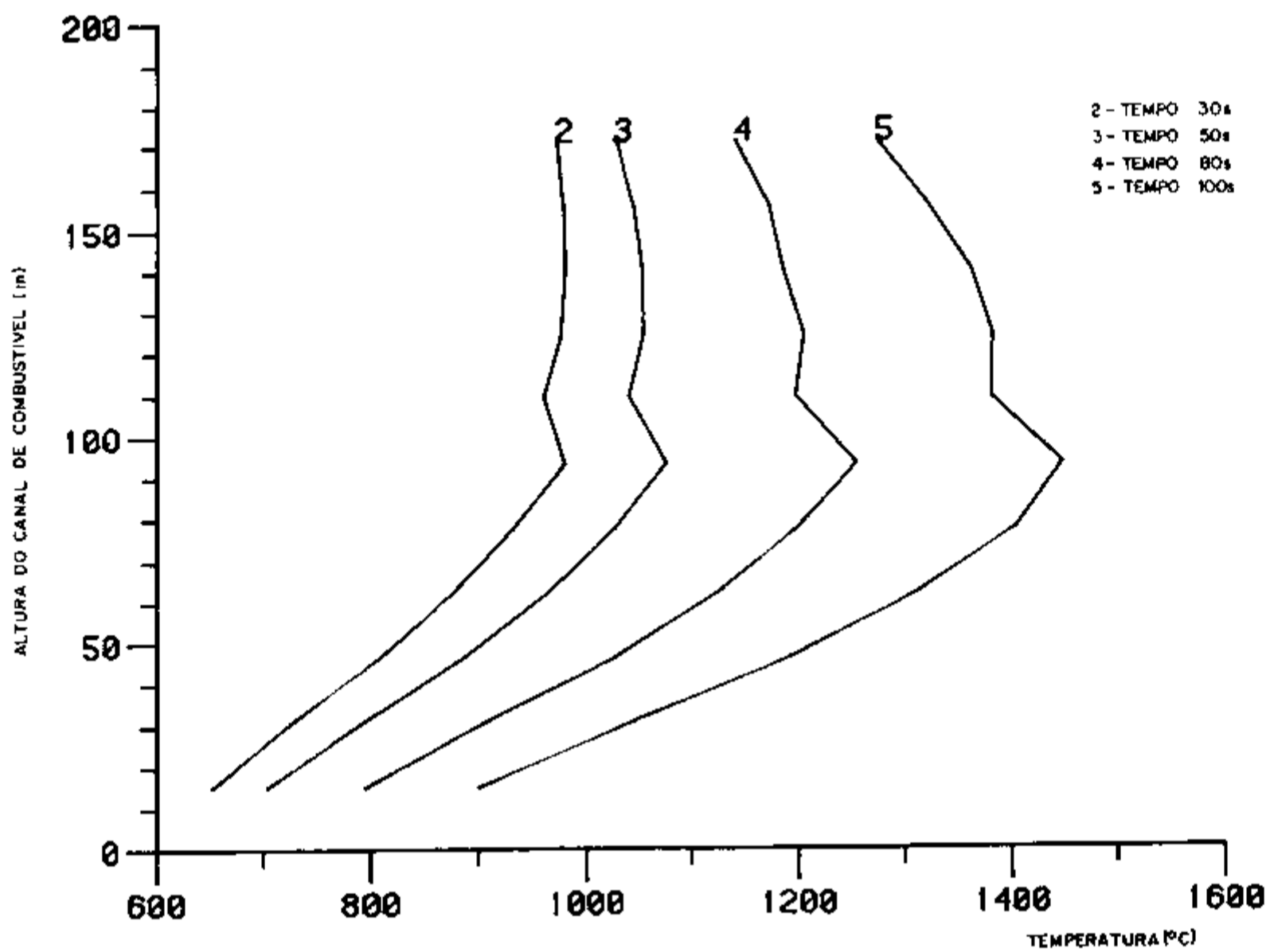


FIGURA 3.3 - Distribuição de temperaturas (com o tempo) ao longo do canal de combustível, no caso do acidente de retirada lenta de um par de barras de controle

é apresentada a distribuição de temperaturas no combustível após 100 seg. Como pode ser observado, a temperatura máxima atingida pelo combustível foi 1447°C (no centro do canal) e a temperatura média foi de 1224°C. Nas Tabelas 3.2 e 3.3 extraída do projeto do reator /15/ /42/ apresentamos os limites de temperatura para a partícula combustível. Como a temperatura máxima atingida pelo combustível foi 1447°C, podemos concluir que, em comparação com os valores das tabelas 3.2 e 3.3, este tipo de transiente não ocasiona danos ao combustível.

Na TABELA 3.4 são apresentadas as temperaturas máximas atingidas nas demais seções do bloco de combustível, durante o transiente. Verifica-se que após 100 segundos a diferença de temperatura entre a superfície da grafite no lado do bloco de combustível e a superfície da grafite no lado do canal refrigerante no bloco hexagonal atingiu 423°C. Comparando este valor com o previsto no projeto (Apêndice A), observamos que o valor obtido está bem acima do admissível. Portanto, poderão ocorrer tensões térmicas na grafite (Região 3, Figura 2.6) de tal ordem que podemos ter trincas na grafite /23/. A ruptura entre dois canais, pode propagar-se por todo o elemento combustível, ocasionando fuga de gás hélio, com conseqüente perda de refrigeração, provocando, assim, um aumento na temperatura do combustível.

3.3 - Ejeção de um par de barras de controle (rápido)

O acidente de ejeção de um par de barras de controle foi simulado fazendo-se, a partir do estado estacionário, um incremento na reatividade de 0,015 Δk em 0,15 seg, conforme TABELA 2.2b. Os resultados obtidos são apresentados nas Figuras 3.4 e 3.5.

Como pode ser observado na Figura 3.4, o valor de $2,8 \times 10^5$ MW em 0,27 seg é um nível de potência muito elevado. A temperatura de 1602°C no combustível é alcançada em 0,33 seg (Figura 3.5) e a temperatura média obtida foi de 1354°C. Além das temperaturas máxima e média serem 155°C e 130°C, respectivamente, acima daquelas temperaturas do nosso anterior, esse acidente torna-se mais perigoso para o núcleo do reator, devido ao curto espaço de tempo com que são atingidas as temperaturas máximas.

Comparando com a TABELA 3.3, verificamos que com a temperatura de 1602°C (máximo no combustível) ocorrerão problemas na partícula. Na TABELA 3.5 apresentamos a variação das temperaturas máximas em função do tempo após o transiente. Verificamos, também, que a temperatura do hélio aumentou apenas de 1°C, o que era previsto no projeto do reator /15/. Este fato é devido ao baixo calor específico do hélio, o que o torna insensível as variações rápidas de potência.

Temperatura (°C)	Condições de Operação
1600	em picos de funcionamento que somem uma centena de horas
2000	em picos de funcionamento que somem uma hora
2500	em quaisquer circunstâncias

TABELA 3 2 - Limites de temperatura para a partícula /15/

Temperatura (°C)	Tipo de falha
acima de 1600 /42/ ou 1650 /28/	migração de carbono do núcleo ("Kernel Migration") devido a gradiente térmico
acima de 1800	aumento da pressão interna na partícula devido aos gases de fissão
1600-2000	reações químicas da camada de carvão de silício com certos produtos de fissão

TABELA 3 3 - Tipos de falhas nas partículas /42/

Temperatura (°C)	Tempo (s)			
	30	50	80	100
Diferença de temperatura entre a superfície da grafite no lado do canal de combustível e a superfície do lado do canal de refrigerante	168	187	233	423
Temperatura de saída do hélio	771	786	830	872
Temperatura média da grafite do bloco	740	784	878	370
Temperatura média da partícula físsil	839	314	1048	1224
Temperatura máxima da partícula físsil	381	1086	1264	1447

TABELA 3 4 - Valores obtidos para a simulação da retirada lenta de um par de barras

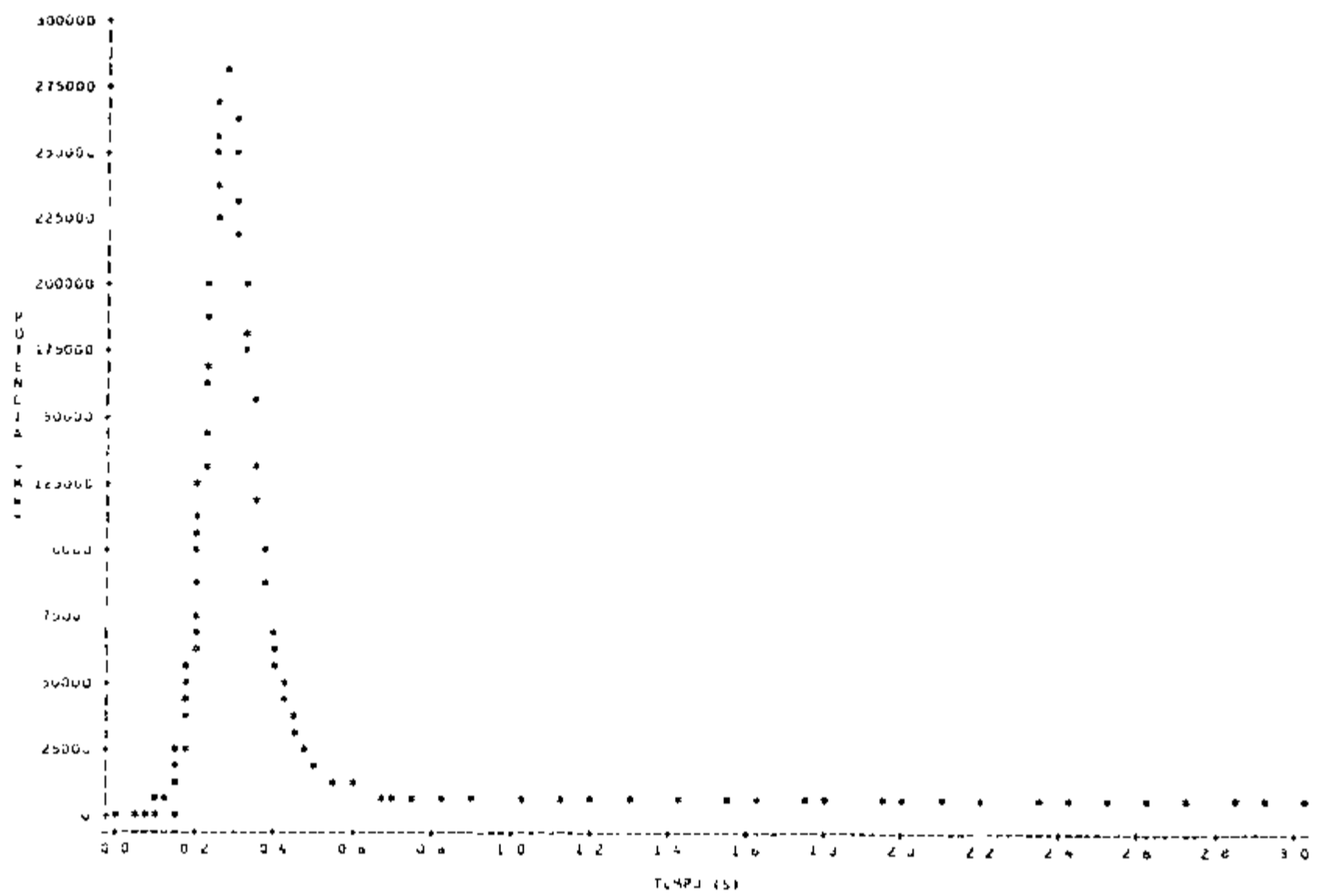


FIGURA 3.4 - Variação da potência com o tempo, no caso do acidente de ejeção de um par de barras de controle

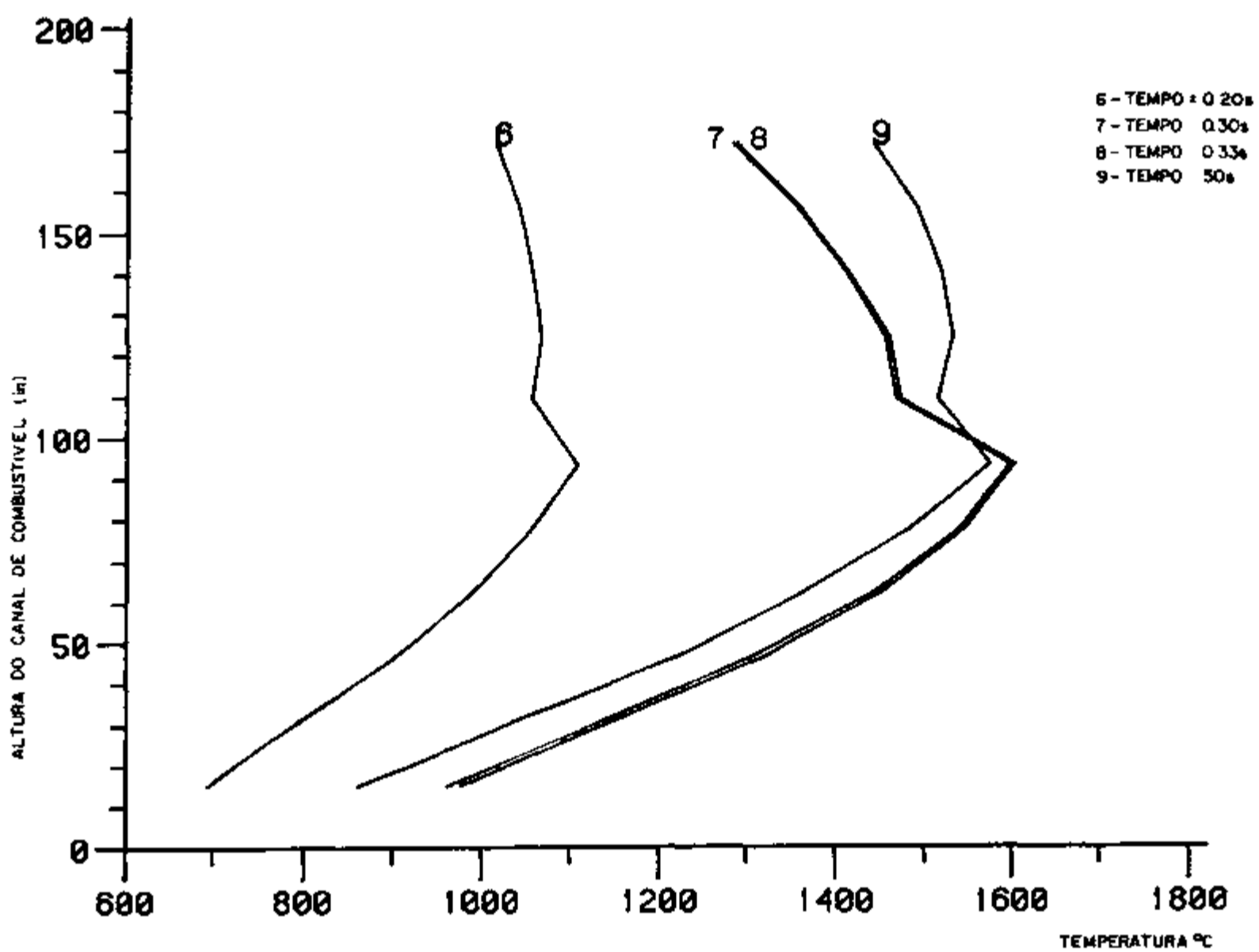


FIGURA 3.5 - Distribuição de temperaturas (com o tempo) ao longo do canal de combustível, no caso do acidente de ejeção de um par de barras de controle

SE NUCLEARES

001

O sistema de segurança do reator determina uma parada rápida ("SCRAM") quando o reator atinge 140% de potência normal. O intervalo de tempo entre acionamento e operação é de 0,2 seg /15/. Conforme a Figura 3.4, para esse caso em estudo, a sobrepotência de 140% é alcançada em 0,1 seg (~ 2000 MW), o "SCRAM" terá início em 0,3 seg. Nessas condições já teremos atingido uma temperatura máxima no combustível de 1597°C (TABELA 3.5) e média de 1337°C, danificando substancialmente as partículas e, assim, liberando produtos de fissão para o circuito primário. No caso da retirada lenta de barras (item 3.2) a condição de 140% de potência nominal é atingida após 60 segundos (conforme Figura 3.2), portanto, ocorrendo este transiente, há tempo mais do que suficiente para executar o "SCRAM".

Temperatura (°C)	Tempo (s)				
	0,20	0,30	0,33	50	100
máxima da partícula	1107	1597	1602	1555	1574
média da partícula	320	1337	1354	1329	1370
saída do refrigerante	766	767	767	943	1083
média da grafite	723	764	777	1108	1187

TABELA 3.5 - Valores obtidos para a simulação da ejeção de um par de barras de controle

3.4 - Efeito da variação da condutividade térmica da camada de carbono interna da partícula nos acidentes de retirada lenta e ejeção de um par de barras de controle

A variação das temperaturas máxima e média do combustível depende fundamentalmente, das propriedades térmicas. Nestes materiais, a transferência de calor dá-se por condução, portanto, a condutividade térmica (do núcleo e das camadas) da partícula é a propriedade mais importante no processo de troca de calor.

A primeira camada que envolve o núcleo da partícula ("Buffer") é de carbono poroso de baixa densidade (FIGURA 1.2), cuja principal finalidade é acomodar os produtos de fissão gasosos sem provocar tensões muito altas nas camadas mais duras. A fabricação das partículas é bastante complexa, havendo problemas, principalmente quanto ao controle das pro

priedades das camadas de grafite. Por isso, a literatura é bastante controvertida quanto aos valores da condutividade térmica para as diversas camadas das partículas BISO-TRISO, principalmente para o "buffer" /4,3,27,17,18,14/. Nesse sentido, foi desenvolvido um estudo paramétrico para alguns valores da condutividade térmica do "buffer", para os dois acidentes em questão.

Na Figura 3.6 são apresentadas as distribuições de temperatura no combustível após 100 segundos, para o acidente da retirada lenta do par de barras de controle. Enquanto que nas Figuras 3.7 e 3.8, encontram-se as distribuições de temperatura para o acidente da ejeção de um par de barras.

Observamos pela Figura 3.6, que diminuindo a condutividade térmica do "buffer" a temperatura máxima aumenta. Para a retirada lenta do par de barras, as temperaturas atingidas foram abaixo de 1550°C , de acordo com a Figura 3.6 e Tabela 3.6. A temperatura máxima, para uma condutividade extremamente pequena ($k = 0,01 \text{ (BTU/hr ft }^{\circ}\text{F)}$), é aproximadamente 90°C maior do que a temperatura para uma condutividade maior [$k=12 \text{ (BTU/hr ft }^{\circ}\text{F)}$]. Portanto, nesse caso o efeito da condutividade térmica não é relevante, visto que o aumento de temperatura é lento e também não foi ultrapassada a temperatura limite.

Na Figura 3.7 é apresentada a variação de temperatura com o tempo no ponto quente (T_q), e na Figura 3.8 é apresentada a distribuição de temperaturas ao longo do canal de combustível para as condutividades térmicas 0,01, 0,05, 0,5 e 12 (BTU/hr ft $^{\circ}\text{F}$), no caso de um acidente de ejeção de barras. Como pode ser observado, o efeito da condutividade térmica é bastante sensível. Os picos de temperatura atingidos para baixas condutividades térmicas ($k = 0,01$ e $0,05 \text{ (BTU/hr ft }^{\circ}\text{F)}$) são extremamente severos. Na Tabela 3.7 colocamos as temperaturas máximas e médias, bem como o tempo após o qual essas temperaturas são atingidas, para as diversas condutividades. Para uma condutividade térmica de $0,05 \text{ (BTU/hr ft }^{\circ}\text{F)}$ vamos ter uma temperatura máxima na partícula de 1997°C e média de 1640°C e para o valor de $0,01 \text{ (BTU/hr ft }^{\circ}\text{F)}$ vamos ter no combustível uma temperatura máxima de 2646°C e médio de 2137°C . Através das tabelas 3.2 e 3.3, verificamos que haverá ruptura da partícula para condutividades térmicas menores do que $0,5 \text{ (BTU/hr ft }^{\circ}\text{F)}$.

Conclui-se então que, a menos que a grafite seja altamente condutora de calor, por exemplo, $k = 12 \text{ (BTU/hr ft }^{\circ}\text{F)}$, será impossível evitar o rompimento de algumas partículas para o acidente do tipo ejeção de barras. Ressaltamos que, as grafites obtidas até aqui, apresentam uma condutividade de $k = 0,5$ a $1,0 \text{ (BTU/hr ft }^{\circ}\text{F)}$ /14/, portanto, bem longe de $k = 12 \text{ (BTU/hr ft }^{\circ}\text{F)}$.

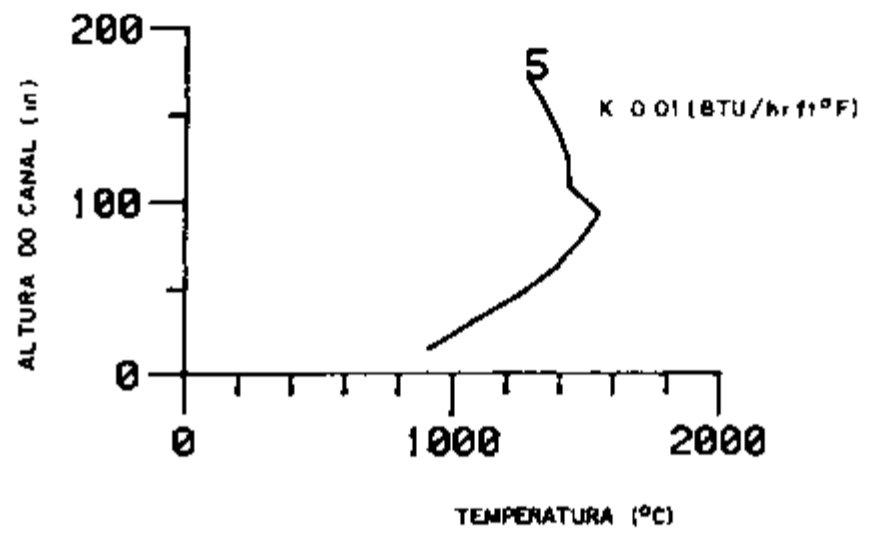
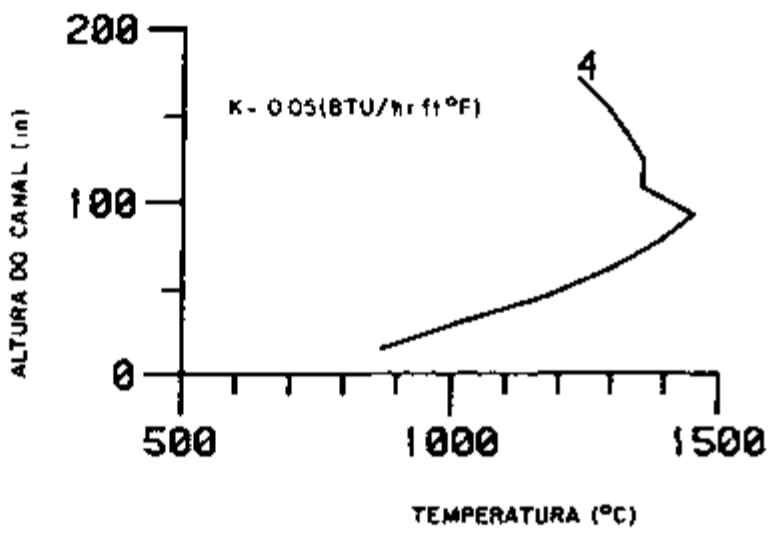
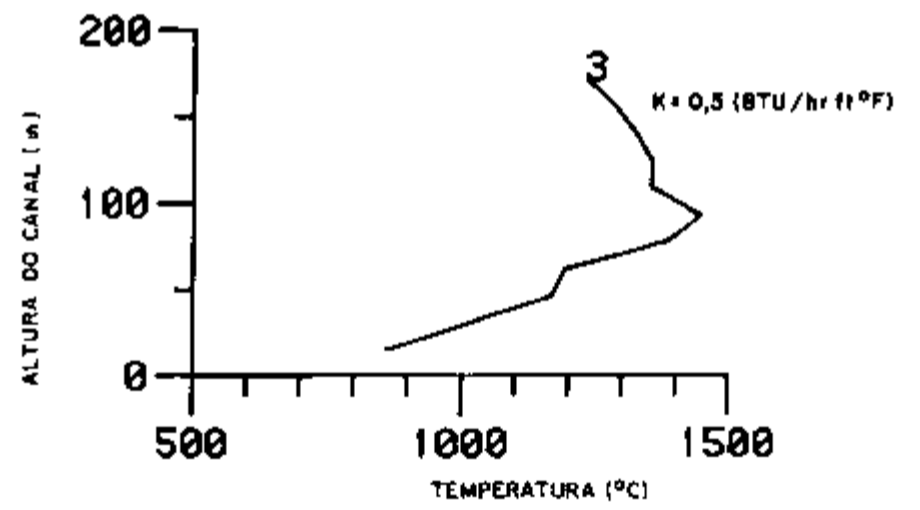
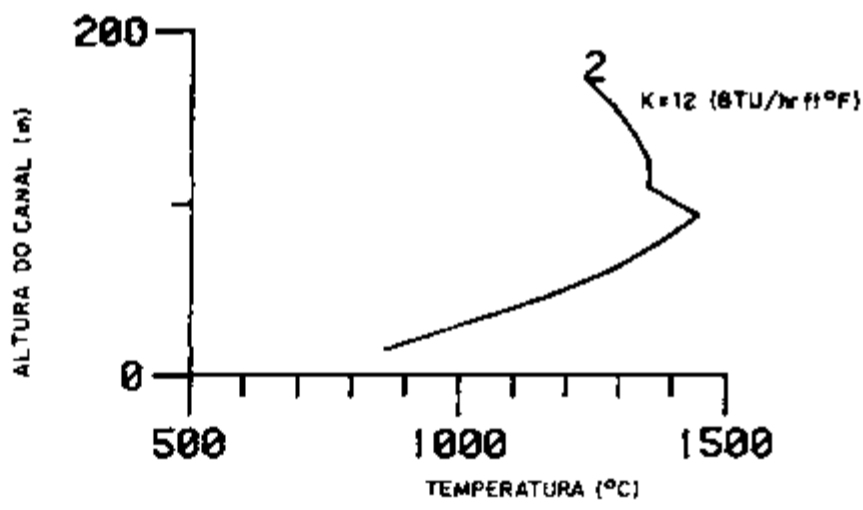


FIGURA 3.6 - Distribuição de temperaturas ao longo do canal de combustível após 100 s, para alguns valores da condutividade térmica (k) do "buffer", no caso do acidente de retirada lenta de um par de barras de controle

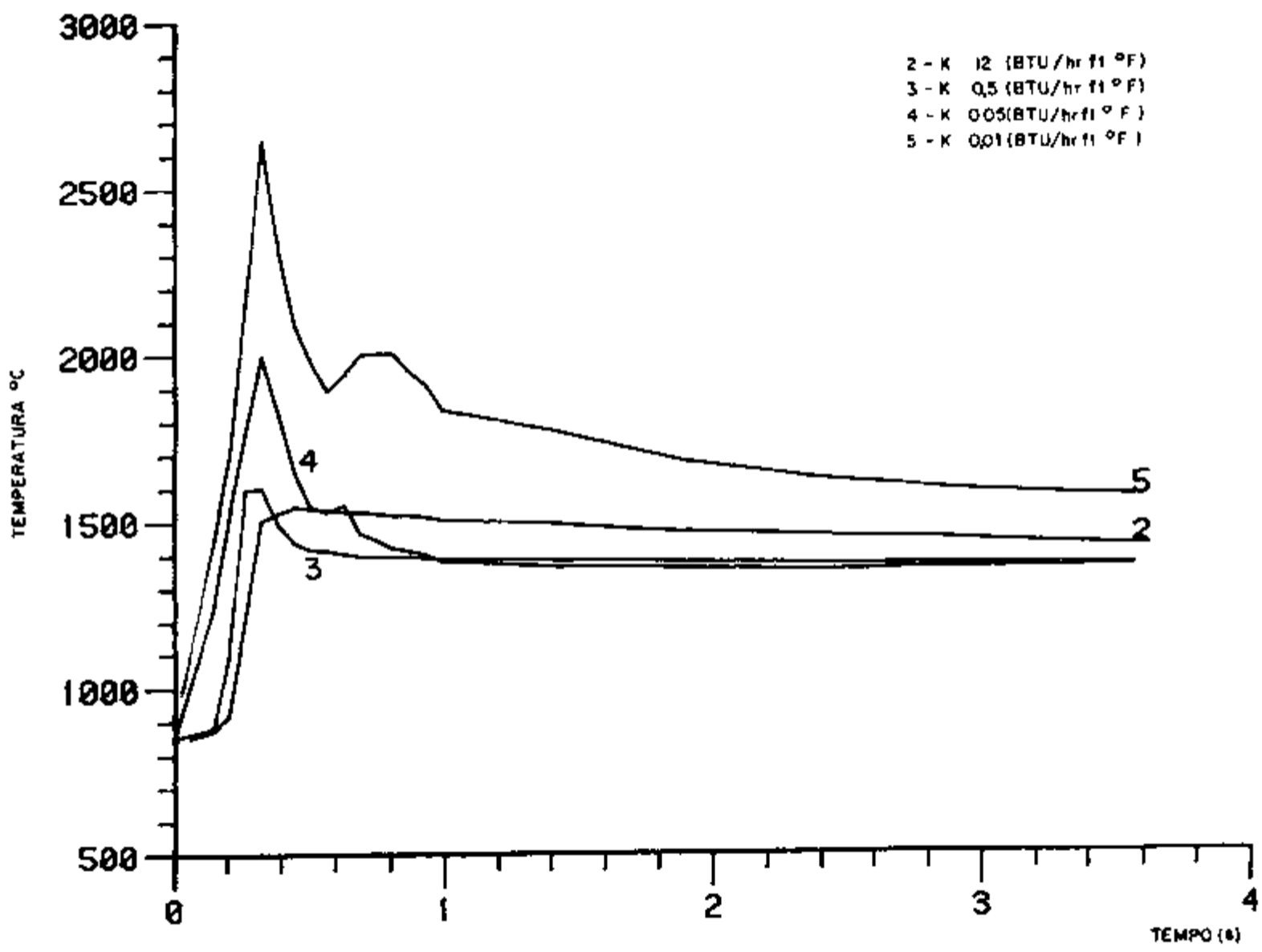


FIGURA 3.7 - Variação da temperatura (com o tempo) no 'ponto quente', para alguns valores da condutividade térmica (k) do "buffer", no caso de acidente de ejeção de um par de barras de controle

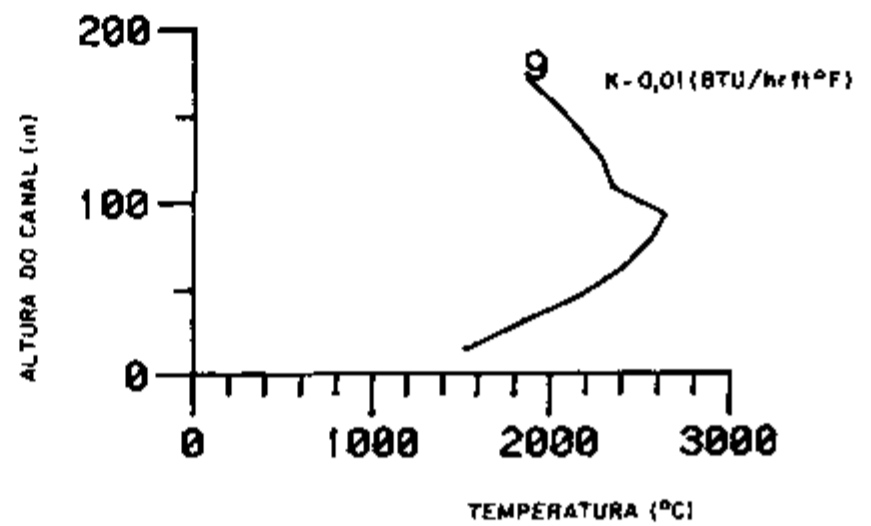
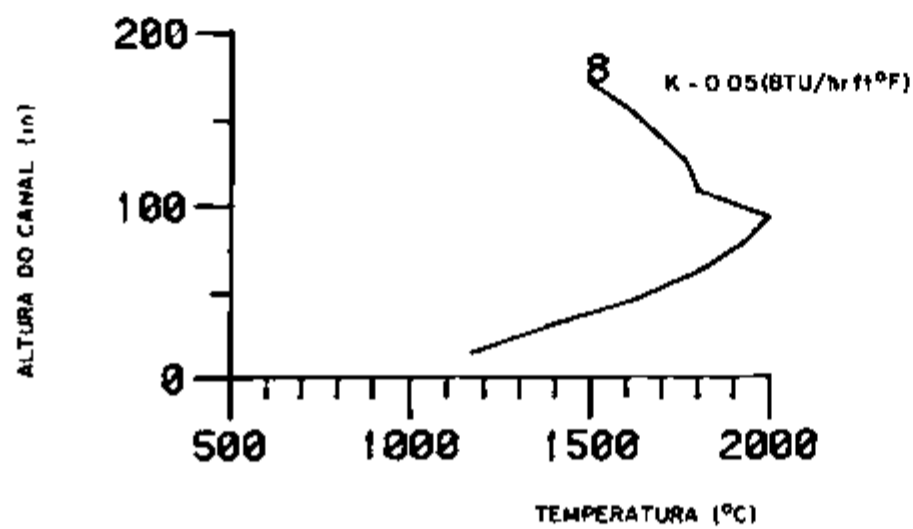
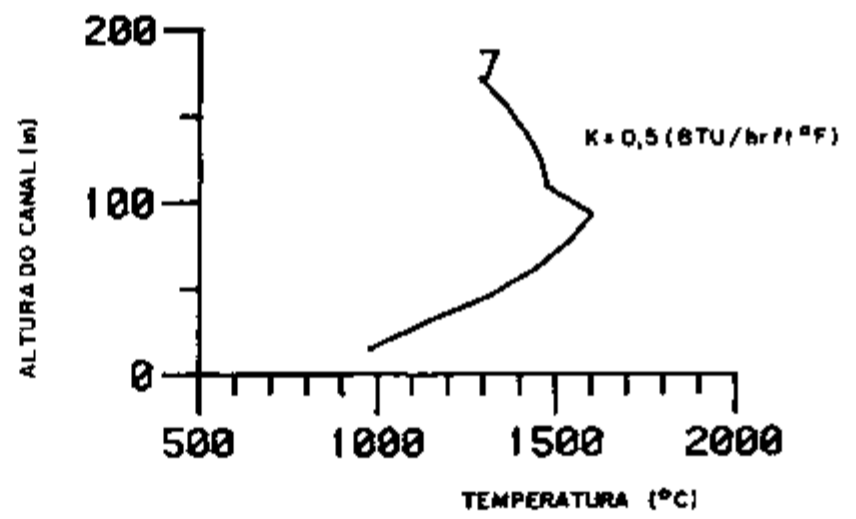
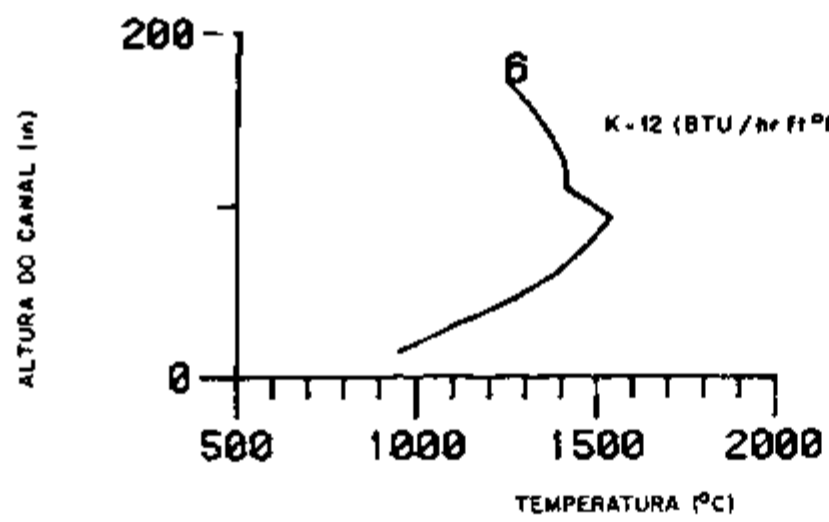


FIGURA 3 8 - Distribuição de temperaturas ao longo do canal de combustível após 0,33 s, para alguns valores da condutividade térmica (k) do "buffer", no caso do acidente de ejeção de um para de barras de controle

Esta condição crítica justifica a inclusão do acidente tipo ejeção de barras de controle na categoria 8 (TABELA 1.6) como um dos mais severos acidentes nos reatores à gás. Daí, o grande cuidado no projeto do sistema de acionamento das barras de controle para se garantir a não ejeção de barras.

k (BTU/hr ft °F)	12	0,5	0,05	0,01
Temperatura Máxima do Combustível (°C)	1448	1447	1455	1540

TABELA 3.6 - Temperaturas máximas para o acidente da retirada lenta de um par de barras após 100 seg, considerando vários valores da condutividade térmica do "buffer"

k ($\frac{BTU}{hr ft °F}$)	Tempo após o qual a temperatura máxima é atingida (s)	Temperatura máxima do combustível (°C)	Temperatura Média do combustível (°C)
12	0,45	1543	1310
0,5	0,33	1602	1320
0,05	0,33	1997	1640
0,01	0,33	2646	2137

TABELA 3.7 - Temperatura máxima para o acidente de ejeção de um par de barras, considerando vários valores da condutividade térmica do "buffer"

3.5 Retirada lenta de um par de barras de controle com fonte de neutrons presente no núcleo

Este tipo de acidente pode ocorrer durante a partida do reator, quando as fontes de neutrons estão presentes. Para análise deste tipo de

acidente foi introduzido uma reatividade de 0,046 em 100 seg /15/ conforme Tabela 2 2a. Este excesso de reatividade foi introduzido no programa juntamente com os dados do reator Fort Saint Vrain. O resumo dos resultados encontram-se nas Figuras 3 9 e 3 10.

Pela Figura 3 9, verificamos que a potência chega a $4,78 \times 10^4$ MW em 86 segundos. A Figura 3 10 mostra o comportamento da distribuição de temperatura com o tempo e na Tabela 3 8 destacamos alguns valores importantes extraídos da Figura 3 10. A temperatura em cada ponto do canal combustível cresce com o tempo, devido ao aumento de potência. Após 86 segundos a temperatura atingida pelo ponto quente (T_9) é 2685°C .

Como se observa poderá haver ruptura da partícula para um tempo pouco maior que 40 segundos após o acidente (pois, neste instante a temperatura atingida já é de 1550°C), é provável também que ocorra fissuramento da grafite do bloco. De acordo com Smith /41/ e Fleming /14/ para temperaturas acima de 2000°C rompem-se as camadas de carbono que envolvem o núcleo da partícula. De acordo com a tabela 3 8 e Figura 3 10, para um tempo de 60 seg, 20% do canal combustível terá temperatura acima de 2000°C , ou seja, 20% do canal apresentará partículas rompidas. Portanto, na ocorrência deste tipo de acidente, as medidas preventivas (desligamento do reator) devem ser tomadas antes de 50 seg.

Tempo (s)	40	50	60	70	80	86
Temperatura Máxima do Combustível ($^\circ\text{C}$)	1550	1830	2066	2317	2514	2685
% do Canal Combustível com Temperatura acima de 2000°C	-	-	20	60	90	99

TABELA 3 8 - Dados obtidos para a simulação do acidente de retirada lenta de um par de barras de controle, com fonte de neutrons no núcleo

3 6 - Retirada de todas as barras lentamente

A probabilidade de ocorrência deste evento é quase nula /15/, entretanto, para efeito de análise de segurança é exigida, também para es

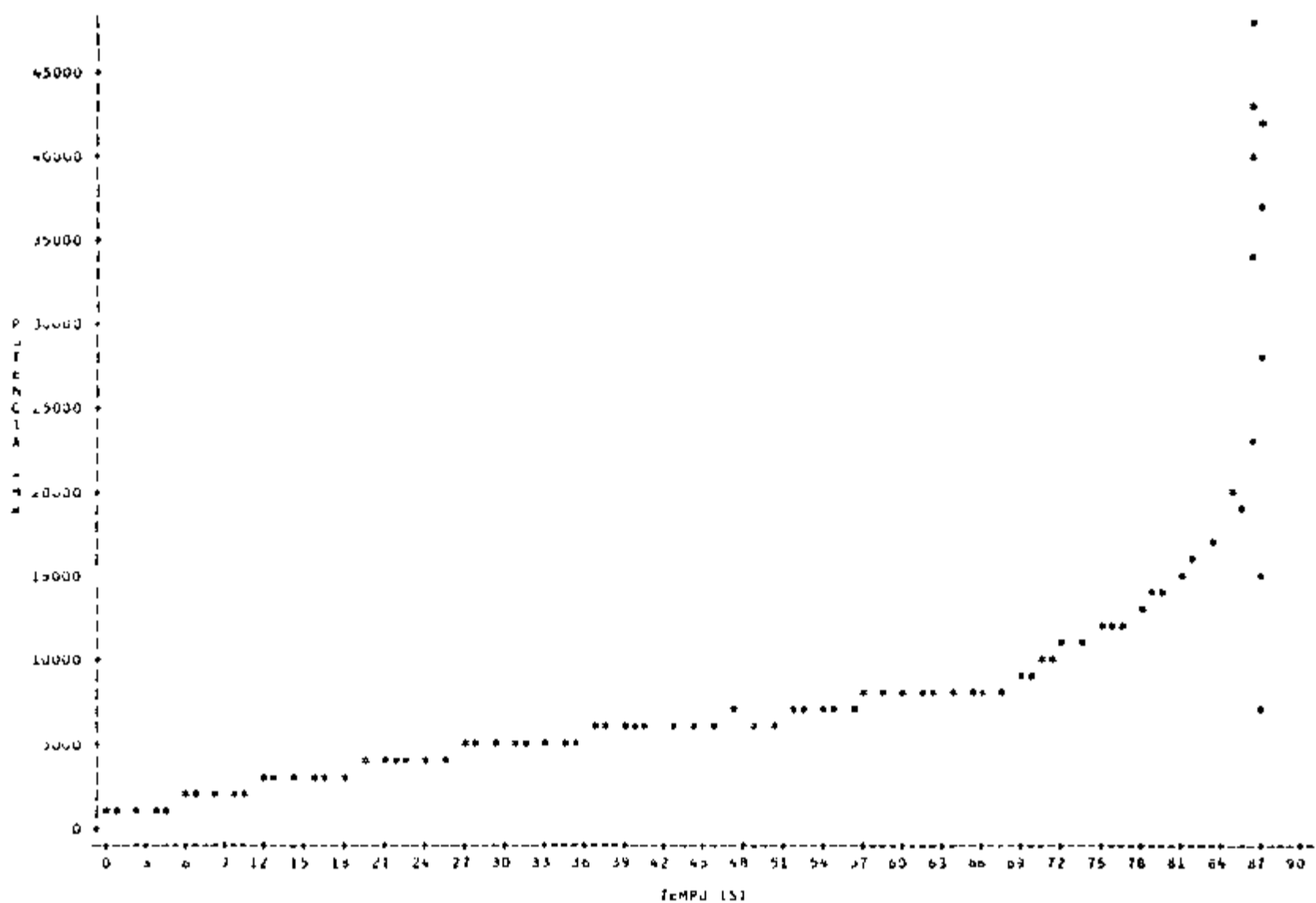


FIGURA 3.9 - Variação da potência com o tempo, no caso do acidente de retirada lenta de um par de barras de controle com fonte de neutrons no núcleo

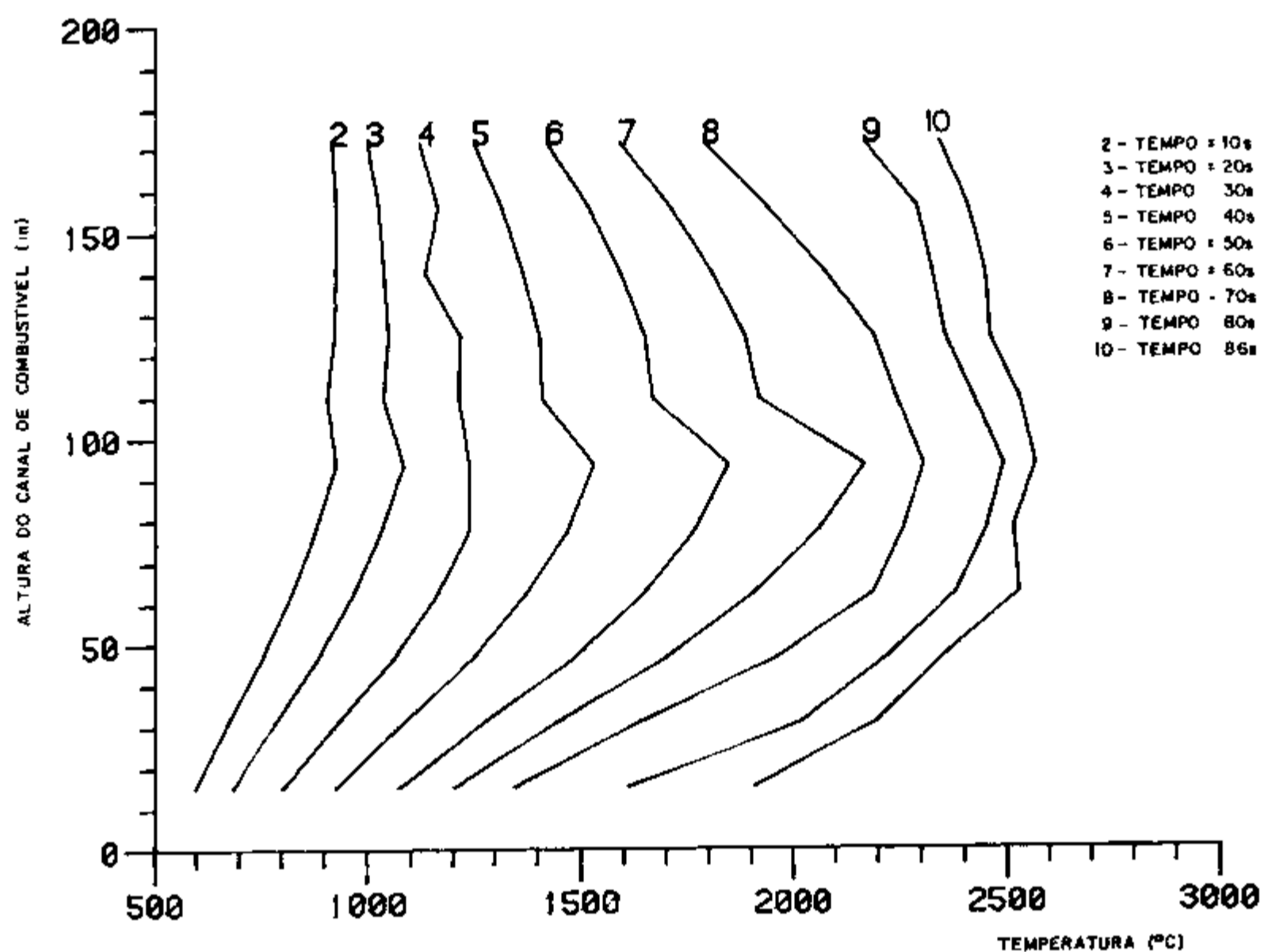


FIGURA 3 10 - Distribuição de temperaturas (com o tempo) ao longo do canal de combustível, no caso do acidente de retirada lenta de um par de barras de controle com fonte de neutrons no núcleo

te caso, uma análise do comportamento do reator. A retirada de todas as barras provoca um aumento de $0,231 \Delta k$ /15/ na reatividade do reator. A variação da reatividade com o tempo foi introduzida conforme Tabela 2.2a.

Na Figura 3.11 apresentamos a distribuição de potência em função do tempo após o transiente. Após 14 segundos é atingido o pico máximo de potência.

A Figura 3.12 apresenta a variação com o tempo da temperatura máxima no canal de combustível. Para o acidente de retirada de todas as barras, as temperaturas limites são atingidas após 12 segundos, quando a temperatura máxima de 2150°C foi atingida. Na Figura 3.12 foram colocadas, também, as variações de temperatura máximas para o ponto mais quente (T_g) para os demais transientes. Como pode ser observado os transientes tipo ejeção de barras e retirada de todas as barras são os mais críticos, pois, as temperaturas limites ocorrem em um espaço de tempo muito curto.

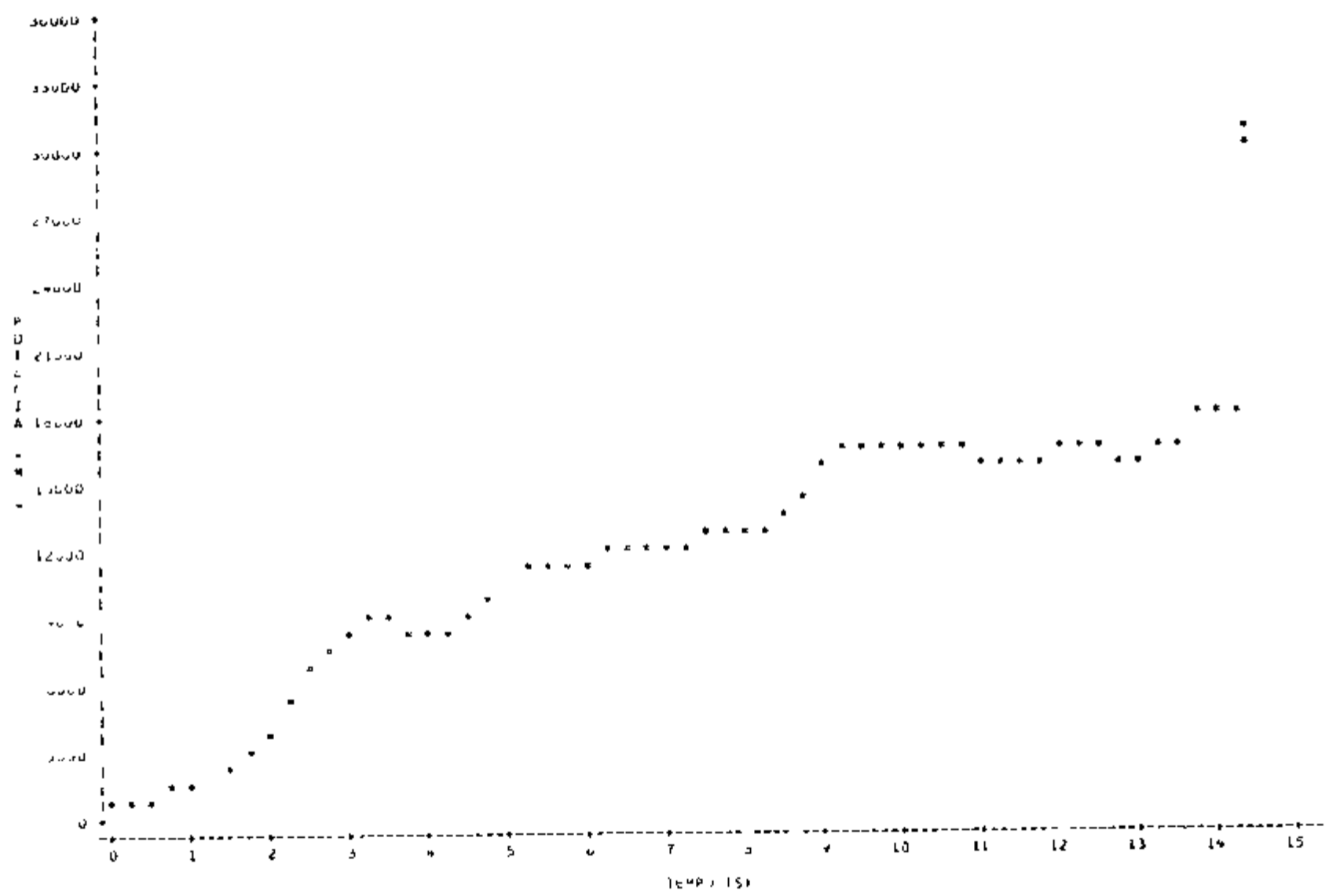


FIGURA 3 11 - Variação da potência com o tempo, no caso do acidente de retirada lenta de todas as barras de controle

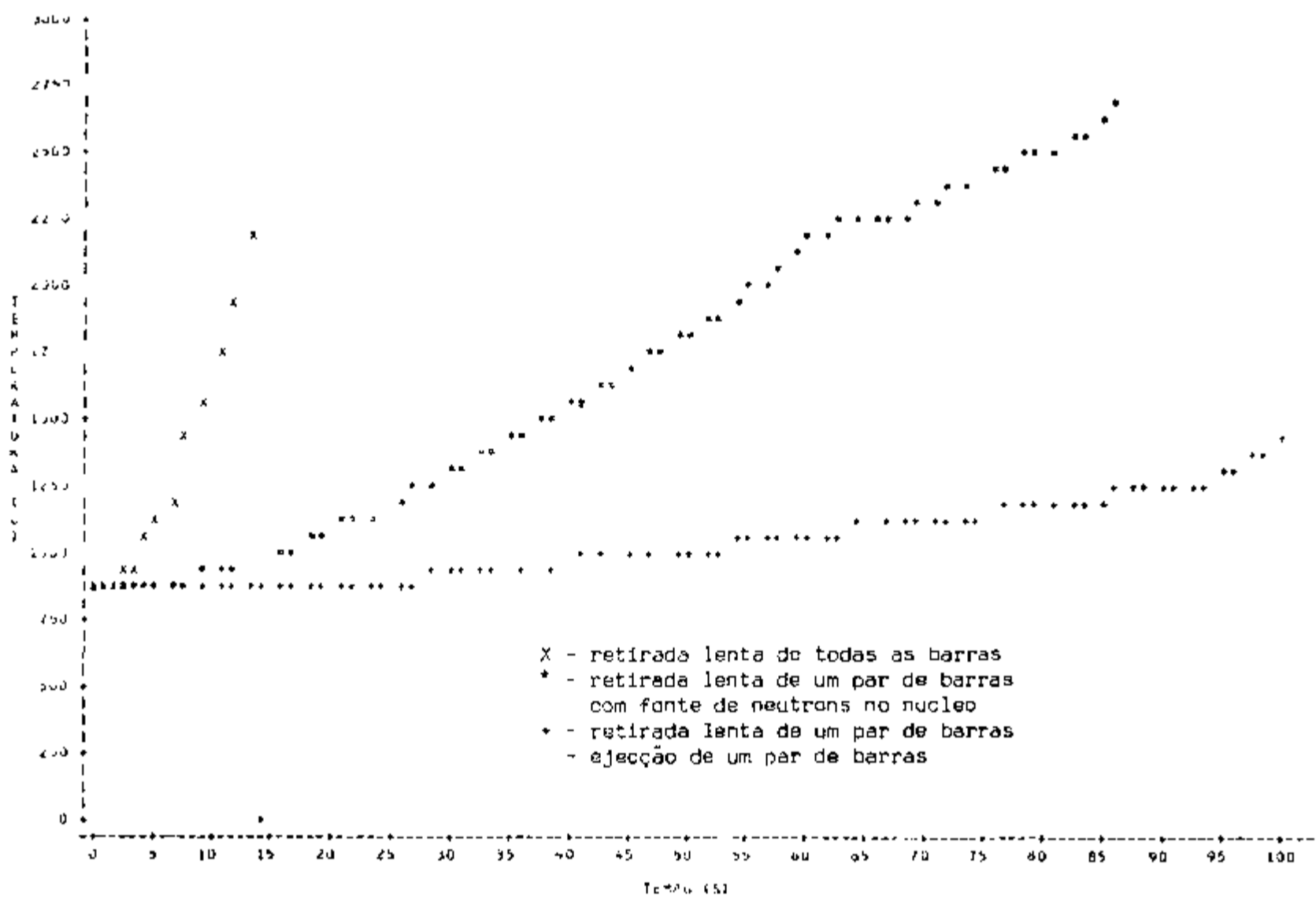


FIGURA 3 12 - Variação da temperatura no 'ponto quente' com o tempo, para todos os acidentes estudados

CONCLUSÕES

Após termos analisados todos os acidentes de inserção de reatividade, desde o de maior probabilidade de ocorrência até o mais improvável, podemos afirmar então que

- Dentre os quatro tipos de acidentes estudados, somente a retirada de um par de barras de controle lentamente, não leva à ruptura da partícula. Verificamos, neste caso, que embora ele não danifique o combustível, ele pode fissurar ou mesmo trincar o bloco, devido ao elevado gradiente térmico observado.

- A ejeção de um par de barras deve ser evitado, pois, como foi visto, a elevação do nível de potência em um tempo muito reduzido pode levar a ruptura da partícula. A temperatura limite é alcançada mesmo que o sistema de segurança seja acionado.

- Verificamos que, quando a partícula apresenta em uma de suas camadas internas uma baixa condutividade térmica, a ejeção de um par de barras de controle é um transiente perigoso para o núcleo do reator, visto que ele pode acarretar a ruptura das partículas. Para o acidente de retirada lenta de um par de barras, notamos que com valores de condutividade térmica reduzidos, obtemos temperaturas mais altas, porém, abaixo da temperatura limite.

- Observamos que, para o acidente de retirada lenta de um par de barras de controle com fonte de neutrons presentes no núcleo, os níveis de potência obtidos são bastante elevados. Se não houver nenhuma ação preventiva ou corretiva em um tempo relativamente pequeno, teremos a ruptura de quase todas as partículas do canal de combustível.

- A retirada de todas as barras de controle é um acidente realmente perigoso, pois em um tempo pequeno, atingimos a elevadas temperaturas que levam a ruptura da partícula e fissuramento do bloco. E, por isso, um acidente improvável, visto que todo o sistema de acionamento de barras é projetado para que não ocorra tal evento.

APÊNDICE A

DADOS DE PROJETO E OPERAÇÃO DO REATOR FORT SAINT VRAIN

POTÊNCIA

calor gerado no núcleo - 841,7 MW
potência dos circuladores - 15,5 MW
potência elétrica líquida - 330 MW
rendimento global da central 39,2%

NÚCLEO - (cilíndrico)

diâmetro - 19,5 ft
altura ativa - 15,6 ft
altura total = altura ativa + espessura do refletor superior + espessura do refletor inferior - 22,9 ft
número de elementos combustíveis - 1482

COMBUSTÍVEL

material-carbeto de urânio e tório (33% enriquecido)
forma - partículas (veja item 1.1.1.1)
massa de tório - 15971 Kg
massa de urânio - 773 Kg
taxa de queima (média) - 100000 MWD/t

ELEMENTO COMBUSTÍVEL

Elemento combustível típico (Figura 1.3)
número de elementos combustíveis - 1260
canal de combustível
número de canais - 210
diâmetro - 0,5 in
canal de refrigerante
número de canais - 108
diâmetro - 0,625 in
canal de veneno queimável
número de canais - 6
diâmetro - 0,5 in

Elemento combustível de controle (Figura 1.3)

número de elementos combustíveis - 222
canal de combustível
número de canais - 120
diâmetro - 0,5 in

canal de refrigerante

número de canais - 57
diâmetro - 0,625 in

canal de veneno queimável

número de canais - 4
diâmetro - 0,5 in

canal de controle

número de canais - 2
diâmetro - 4 in

canal de reserva

número de canais - 1
diâmetro - 3,75 in

BARRA DE CONTROLE (Figura 1,9)

número de barras - 37 pares
comprimento ativo - 186 in
material absorvedor - B_4C /grafite
acionamento - elétrico (Figura 1 10)
"SCRAM" - por gravidade
velocidade média - ~ 1,0 in/s

CIRCULADOR

número de circuladores - 4
tipo - compressor axial
acionamento - turbina à vapor
temperatura de entrada no compressor - 400°C
potência - 5200 hp
rotação - 9550

REFRIGERANTE (hélio)

fluxo de hélio - $3,39 \times 10^6$ lb/hr
pressão - 700 psia (49 Kg/cm^2)
temperatura de entrada no núcleo - 400°C
temperatura de saída do núcleo - 780°C

ALGUNS PARÂMETROS IMPORTANTES

temperatura média do combustível - 815°C
temperatura média do moderador - 732°C
diferença de temperatura máxima entre a superfície da grafite no lado do canal de combustível e a superfície do lado do canal de refrigerante - 120°C

fluxo médio de neutrons (ϕ_{ME}) - $6,3 \times 10^{13}$ (n's/cm² s)

APÊNDICE B

LISTAGEM PARCIAL DO CÓDIGO BLOOST-6

b 2 - Saida parcial de dados

TEMP 4 11997 01 0515
 TEM IN SEMANT 03 000-34 5400 05
 BY WAGE TEMPERATURE (DEG C)
 PARTICLE NO 1 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11
 2 1 25 120 1225 055

T 12 11997 01 0515 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11

IN SEMANT	LEVEL 1	LEVEL 2	LEVEL 3	LEVEL 4	LEVEL 5	LEVEL 6	LEVEL 7	LEVEL 8	LEVEL 9	LEVEL
1	898 047	1039 931	1132 444	1299 804	1340 740	1433 361	1533 529	1624 317	1741 103	1250 863
2	898 257	1039 111	1132 753	1299 747	1340 722	1433 711	1533 476	1624 270	1741 063	1250 824
3	897 939	1039 756	1132 631	1299 559	1340 525	1433 600	1533 307	1624 110	1740 914	1250 896
4	897 476	1039 743	1132 544	1299 533	1340 52	1433 736	1533 293	1624 097	1740 869	1250 855
5	897 333	1039 665	1132 520	1299 442	1340 393	1433 665	1533 194	1624 003	1740 818	1250 610
6	896 314	1039 54	1132 3	1299 443	1340 05	1433 635	1533 665	1624 427	1740 800	1248 527
7	896 684	1039 689	1132 622	1299 943	1340 945	1433 644	1533 188	1624 266	1740 503	1248 790
8	896 674	1039 307	1132 71	1299 877	1340 291	1433 374	1533 259	1624 439	1740 841	1248 317
9	896 360	1039 947	1132 272	1299 639	1340 797	1433 181	1533 394	1624 263	1740 898	1248 191
10	896 144	1039 754	1132 306	1299 343	1340 761	1433 357	1533 322	1624 06	1740 466	1248 964
11	896 052	1039 555	1132 346	1299 175	1340 531	1433 633	1533 639	1624 824	1740 281	1248 821
12	892 942	1039 415	1132 326	1299 316	1340 310	1433 347	1533 437	1624 660	1740 132	1248 684

4 11997 01 0515 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11
 BFD TEMP 892 865 1039 318 1174 339 1299 783 1371 190 1423 255 1525 318 1616 348 1740 029 1244 598

LEVEL 11	LEVEL 12
1	1195 659 1157 771
2	1195 655 1157 747
3	1195 545 1157 646
4	1195 417 1157 616
5	1195 472 1157 582
6	1193 693 1157 723
7	1192 209 1157 723
8	1190 35 1157 710
9	1190 844 1157 525
10	1190 667 1157 371
11	1190 428 1157 54
12	1190 415 1157 155

4 11997 01 0515 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11
 BFD TEMP 1190 338 1153 042

AVG SHELL TEMPERATURE 5
 1222 116 1224 411 1225 375

TEMPERATURES (DEG C) FOR PARTICLE NO 2

IN SEMANT	LEVEL 1	LEVEL 2	LEVEL 3	LEVEL 4	LEVEL 5	LEVEL 6	LEVEL 7	LEVEL 8	LEVEL 9	LEVEL 10
1	892 74	1033 457	1174 941	1291 944	1371 343	1423 434	1525 448	1616 673	1740 143	1244 730
2	892 982	1033 453	1174 927	1290 937	1371 342	1423 434	1525 447	1616 672	1740 143	1244 699
3	892 981	1033 452	1174 94	1290 916	1371 341	1423 434	1525 449	1616 671	1740 141	1244 649
4	892 979	1033 453	1174 950	1290 933	1371 338	1423 400	1525 444	1616 669	1740 140	1244 697
5	892 977	1033 447	1174 94	1290 91	1371 339	1423 417	1525 445	1616 669	1740 139	1244 677
6	892 974	1033 449	1174 95	1291 932	1371 337	1423 399	1525 443	1616 668	1740 139	1244 697
7	892 965	1033 43	1174 94	1290 916	1371 337	1423 377	1525 417	1616 644	1740 116	1244 677
8	892 932	1033 335	1174 935	1290 871	1371 277	1423 340	1525 392	1616 619	1740 094	1244 606
9	892 910	1033 345	1174 94	1290 862	1371 248	1423 311	1525 367	1616 595	1740 072	1244 637
10	892 897	1033 344	1174 94	1290 871	1371 249	1423 318	1525 364	1616 593	1740 070	1244 637
11	892 900	1033 357	1174 894	1290 824	1371 235	1423 249	1525 356	1616 584	1740 065	1244 629
12	892 405	1033 110	1174 91	1290 81	1371 216	1423 277	1525 333	1616 568	1740 047	1244 610
13	892 473	1033 326	1174 914	1290 743	1371 207	1423 265	1525 325	1616 556	1740 036	1244 605

4 11997 01 0515 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11
 BFD TEMP 892 865 1039 318 1174 339 1299 783 1371 190 1423 255 1525 318 1616 348 1740 029 1244 598

LEVEL 11	LEVEL 12
1	1190 42 1153 157
2	1190 426 1153 157
3	1190 424 1153 156
4	1190 427 1153 155
5	1190 423 1153 155
6	1190 423 1153 155
7	1190 405 1153 153
8	1190 384 1153 175
9	1190 371 1153 111
10	1190 369 1153 107
11	1190 344 1153 104
12	1190 352 1153 104
13	1190 343 1153 107

4 11997 01 0515 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11
 BFD TEMP 1190 338 1153 042

AVG SHELL TEMPERATURE 5
 1225 123 1225 014 1225 311

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1 AEROJECT NUCLEAR COMPANY RELAP4/Mod 5 a computer program for transient thermal-hydraulic analysis of nuclear reactor and selected systems Idaho Falls, Idaho National Engineering Lab , 1976
- 2 APOSTOLAKIS, G , DICKTER, W , GARRICK, B J , KAPLAN, S Assessment of the frequency of failure to scram in light water reactor Nuclear Safety (Washington), 20 (6) 690-706, 1979
- 3 BOKROS, J C , GOEDEL, W V , HOOKER, J R , LONSDALE, H J , WHITE, J L , ZUMWALT, L R Advanced graphite-matrix, dispersion - type fuel systems San Diego, Calif , Gulf General Atomic, 1964 (GA-4930)
- 4 BRIDGE, H & NAIRN, J S Graphite In FOULTER, D R The design of gas cooled graphite - moderated reactor London, Oxford University Press, 1963, p 171-220
- 5 CLIFFORD, P R The need for great inter-agency cooperation, and controlling risks associated with non-nuclear systems In AMERICAN NUCLEAR SOCIETY Probabilistic analysis of nuclear reactor safety proceedings of the tropical meeting ... Los Angeles, Calif , 8-10 May, 1978, Vol 1 La Grange Park, ILL , 1978
- 6 COHEN, E R Some topics in reactor kinetics Canoga Park, Calif , Atomics International, 1958 (A/CONF 15/P/629)
- 7 COSTA, J R Curso de introdução à tecnologia do HTGR São Paulo, Instituto de Energia Atômica, 1972 (IEA-Inf-20)
- 8 COSTA, J R Curso de introdução ao estudo dos ciclos de combustível São Paulo, Instituto de Energia Atômica, 1972 (IEA-Inf-21)
- 9 DUDERSTADT, J J & HAMILTON, L Nuclear reactor analysis Michigan, John Wiley, 1976
- 10 DUMA, D W & SAXE, R F An analysis of control-rod-system mal functions in nuclear power reactors Nuclear Safety (Washington), 14(4) 315-322, 1973

- 11 EL-WAKIL, M M Nuclear energy conversion New York, Intext, 1971
- 12 EL-WAKIL, M M Nuclear heat transport New York, Intext, 1971
- 13 ETHERINGTON, H Nuclear engineering handbook 1st ed New York, McGraw-Hill, 1958
- 14 FLEMING, K N , HOUGHTON, W J , JOWSIMOVIC, V The HTGR safety program San Diego, Calif , Gulf General Atomic, 1979 (GA-A-15415)
- 15 GENERAL ATOMIC Fort St Vrain nuclear generating station Final Safety Analysis Report Denver, Colorado, 1968
- 16 GENERAL ATOMIC Gas-cooled fast breeder reactor-annual progress for the period ending July 31, 1966 San Diego, Calif , Gulf General Atomic, May 31, 1968 (GA-7645)
- 17 GENERAL ATOMIC HTGR accident initiation and progression analysis status report Volume VI Event consequences and uncertainties demonstrating safety R and D importance of fission San Diego, Calif , 1976 (GA-13617)
- 18 GENERAL ATOMIC HTGR generic technology program-fuels and core development Quarterly progress report for period ending August 31, 1978 Sand Diego, Calif , 1978, 180p (GA-15093)
- 19 GLASSTONE, S & SESONSUE, A Nuclear reactor engineering New York, Van Nostrand, 1967
- 20 GOEDEL, W V , HARMON, D D , LUBY, C S HTGR fuel design and irradiation performance San Diego, Calif , Gulf General Atomic, 1971 (GA-10468)
- 21 GRANZIERA, M R Análise de acidentes de criticidade no reator de potência zero do Instituto de Energia Atômica São Paulo, Instituto de Energia Atômica, 1978 (Dissertação de mestrado Instituto de Energia Atômica) (IEA-DT-063)
- 22 GROSS, S An improved finite difference method of heat transfer calculations J Spacecraft and Rocket, 4(4) 538, 1967

- 23 GROSS, G , BALLAGNY, A , JOUQUET, G , SEJOURNE, S Studies on the graphite rupture under secondary stresses In JAEGGER, T A & BOLEY, B A Structural mechanics in reactor technology transactions of the 4th international conference held in San Francisco, Calif , 15-19 August, 1977, V D structural analysis of reactor fuel elements New York, 1977, p 1-11
- 24 HAMNER, R L , MANLY, W D , BRIDGES, W H Carbides and cermets In TIPTON, C R , ed Reactor handbook 2nd ed New York, Interscience, 1960, Vol 1, p 503-519
- 25 HARGROVES, D N , METCALFE, L J , WHEAT, L L , NIEDERAVER, G F , OBENCHAIN, C F CONTEMP-LT/28 a computer program for predicting containment pressure-temperature response to a loss-of-coolant accident Idaho Falls, Idaho National Engineering Lab , 1979 (NUREG/CR-0255)
- 26 JAY, K Calder Hall - the story of Britain's first Atomic Power Station 1st ed Harwell, Atomic Energy Research Establishment, 1956
- 27 JOHNSON, W R Thermal conductivity of large HFGR fuel rods San Diego, Calif , Gulf General Atomic, 1974 (GA-A-12910)
- 28 JOHNSON, W R Thermal conductivity of large HTGR fuel rods San Diego, Calif , Gulf General Atomic, 1976 (GA-A-12910A)
- 29 LAMARSH, J R Introduction to nuclear engineering New York, Addison-Wesley, 1975
- 30 LAMARSH, J R Introduction to nuclear reactor theory 2nd ed New York, Addison-Wesley, 1972
- 31 LUBY, C S , KARMAN, D P , GOEDDEL, W V HTGR fuel design and irradiation performance San Diego, Calif , Gulf General Atomic, 1971 (GA-A-10468)
- 32 MERRIL, M H BLOOST-5 a combined reactor kinetics-heat transfer code for the IBM-7044 - preliminary description Argonne, ILL, Argonne National Laboratory, 1965 (GAMD-6644)

- 33 MERRIL, M H BLOOST-7 a reactor kinetics-heat transfer program for the UNIVAC-1108 San Diego, Calif , Gulf General Atomic, 1970 (GA-9832)
- 34 MERRIL, M H & DAHLBERG, R C BLOOST-6 a kinetic code containing a thermodynamic model of coated particles for HTGR applications Argonne, ILL , Argonne National Laboratory, 1967 (GAMD-8119)
- 35 NUCLEAR REGULATORY COMMISSION Reactor safety study an assessment of accident risks in U S commercial nuclear power plants Washington, 1975, p 59 (WASH-1400)
- 36 PEACEMAN, D W & RACHFORD, H H The numerical solution of parabolic and elliptic differential equations J Soc Industrial Appl Math (Washington), 3(1) 28-41, 1955
37. PETERSEN, J F & CLARK, S S TAC2D, a general purpose two dimensional heat transfer computer code Mathematical formulations and programmers guide San Diego, Calif , Gulf General Atomic, 1969 (GA-9262)
- 38 ROWE, D S COBRA III-c, a digital computer program for steady state and transient thermal-hydraulic analysis of rod bundle nuclear fuel elements Sem local e editor, 1973 (BNWL-1695)
- 39 SCHWARTZ, A Generalized reactor kinetics code - AIREK-II Sem local, sem editor, sem data (NAA-SR-MEMO-4980)
- 40 SHENOY, A S & MCEACHERN, D W HTGR core thermal design methods and analysis San Diego, Calif , Gulf General Atomic, 1974 (GA-A-12985)
- 41 SMITH, C L Fuel particle behavior under normal and transiente conditions San Diego, Calif , Gulf General Atomic, 1974 (GA-A-12971)
- 42 TOBIAS, M Potential effects and consequences of postulated neutronic accidents in HTGR Nuclear Safety (Washington), 16(5) 546-557, 1975
- 43 TSEDERBERG, N V , POPOV, V N , MOROZOVA, N,A Thermodynamic and thermophysical properties of helium Jerusalem, Wiener Bindery, 1971

- 44 WESSMAN, G L & MOFFETE, T R WTCR plant safety design bases Nuclear Engineering and Design (Amsterdam) 26 78-102, 1974
- 45 WINTON, M L A compilation of computer codes for nuclear accident analysis Nuclear Safety (Washington), 10(2) 131-147, 1969
- 46 WINTON, M L Computer codes for analyzing nuclear accidents Nuclear Safety (Washington), 12(5) 461-487, 1971
- 47 WINTON, M L Computer codes for analysing nuclear accidents Nuclear Safety (Washington), 15(5) 535-553, 1974
- 48 WORLD list of nuclear power plants Nucl News, 22(10), 69-87, 1979