

BR 100 2376



**DEFINIÇÕES PRELIMINARES DOS PARÂMETROS DO PROJETO DE
UM REATOR NUCLEAR EXPERIMENTAL DE POTÊNCIA, UTILIZANDO
URÂNIO NATURAL E GRAFITA E REFRIGERADO POR GÁS HÉLIO**

Osmi Beltazar

DISSERTAÇÃO E TESE - IEA 065

JULHO/1978

**DEFINIÇÕES PRELIMINARES DOS PARÂMETROS DO PROJETO DE
UM REATOR NUCLEAR EXPERIMENTAL DE POTÊNCIA, UTILIZANDO
URÂNIO NATURAL E GRAFITA E REFRIGERADO POR GÁS HÉLIO**

Osni Baltazar

**Dissertação para obtenção do Título de "Mestre em
Engenharia" – Orientador Prof. Dr. Roberto Y. Hukal.
Apresentada e defendida em 17 de setembro de 1978,
na Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.**

APROVADA PARA PUBLICAÇÃO EM JUNHO/1977

CONSELHO DELIBERATIVO

MEMBROS

Klaus Reinach - Presidente
Roberto D'Utra Vaz
Helcio Modesto da Costa
Ivano Humbert Marchesi
Admar Carvellini

PARTICIPANTES

Regina Elisabete Azevedo Beretta
Flávio Gori

SECRETARIA TENDENTE

Rômulo Ribeiro Pieroni

INSTITUTO DE ENERGIA ATÔMICA
Caixa Postal 11.049 (Pinheiros)
Cidade Universitária "Armando de Salles Oliveira"
SÃO PAULO - BRASIL

ÍNDICE

	Página
1 – A CONCEPÇÃO DO PROJETO E OBJETIVOS DESTE TRABALHO	1
2 – HISTÓRICO DO DESENVOLVIMENTO DOS REATORES NUCLEARES	3
3 – DEFINIÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO DO PROJETO	8
3.1 – Escolha do Tipo de Reator	9
3.2 – Determinação da Potência	9
3.3 – O Combustível Nuclear	9
3.3.1 – Escolha do Combustível	9
3.3.2 – Formas do Elemento de Combustível	10
3.3.3 – Urânio Metálico e suas Ligas	10
3.3.4 – Inibidores de Crescimento	14
3.3.5 – Conclusões	14
3.4 – O Refrigerante	15
3.4.1 – Sentido do Fluxo de Refrigerante	15
3.4.2 – Pressão do Gás	16
3.4.3 – Conclusões	16
3.5 – O Moderador	17
3.5.1 – A Grafita	17
3.5.1.1 – Mecanismo dos Danos de Irradiação	17
3.5.1.2 – Parâmetros de Irradiação	18
3.5.1.3 – Energia Armazenada	18
3.5.1.4 – Mudanças Dimensionais	18
3.5.1.5 – Mudanças nas Propriedades Mecânicas e Físicas	19
3.5.1.6 – Reações da Grafita com o Refrigerante e com o Ar	21
3.5.1.7 – Influência das Propriedades da Grafita no Projeto	21
3.5.2 – Projeto da Estrutura	25
3.5.2.1 – Construção do Núcleo e do Refletor	25
3.5.2.2 – Suporte e Posicionamento da Estrutura	26
3.5.3 – Conclusão	26
3.6 – O Encamisamento do Combustível	28
3.6.1 – Escolha do Material	28
3.6.2 – Magnésio	29
3.6.2.1 – Propriedades Mecânicas	29

	Página
3.6.2.2 – Compatibilidade	30
3.6.2.3 – Fabricação	31
3.6.3 - Aços	31
3.6.3.1 – Propriedades Mecânicas	31
3.6.3.2 – Compatibilidade	32
3.6.3.3 – Fabricação	33
3.6.4 – Zircônio	33
3.6.5 – Conclusões	33
3.7 – O vaso de Pressão	35
3.8 – Recarregamento de Combustível	35
3.8.1 – Operações de Carga e Descarga	36
3.8.2 – Arranjo dos Canais	37
3.8.3 – Acesso ao Canal	38
3.8.4 – Ejeção do Elemento de Combustível	36
3.8.5 – Mecanismos de Carga e Descarga	39
3.9 – Método de Orificiamento (“Orifficing”)	42
3.10 – Outras Considerações	42
3.11 – Barras de Controle	43
3.11.1 – Efetividade das Barras de Controle	45
3.11.2 – Funções das Barras de Controle	45
3.12 – Componentes e Equipamentos	47
3.13 – O Prédio de Contenção	48
3.14 – O Ciclo de Vapor	48
3.14.1 – Escolha do Ciclo de Vapor	48
3.15 – Resumo das Primeiras Decisões	49
4 – CÁLCULO DOS PARÂMETROS DO REATOR	50
4.1 – Cálculos Neutrônicos Celulares	50
4.1.1 – Formato do Combustível	51
4.1.2 – Formato da Rede	51
4.1.3 – Otimização da Razão C/U	54
4.1.4 – Otimização do Diâmetro do Combustível	54
4.1.5 – Otimização Neutrônica do Diâmetro do Canal	54
4.1.6 – Efeito da Temperatura no Koo	54
4.1.7 – Efeitos das Impurezas	60
4.1.8 – Efeitos da Queima	61
4.1.9 – Geometria do Reator	66
4.1.10 – Análise de Criticalidade com UO ₂ Natural	68
4.2 – Geração das Secções de Choque	72

	Página
4.2.1 – Introdução	72
4.2.2 – Preparação dos Dados para o Programa CITHAM	72
4.2.3 – O Cálculo da Queima pelo CITHAM	72
4.3 – Cálculo do Refletor	76
4.4 – Interface entre o Circuito Primário e o Circuito Secundário	76
4.4.1 – Introdução	76
4.4.2 – Temperaturas de Entrada e Saída do Gás Refrigerante no Reator e a Pressão do Refrigerante	79
4.5 – Cálculo de Reatores	79
4.5.1 – Introdução	79
4.5.2 – Preparação dos Dados de Entrada do CITATION	79
4.5.2.1 – Geometria do Reator	80
4.5.2.2 – O Esquema de Recarregamento	80
4.5.2.3 – As Zonas de Recarregamento e "Mesh Points"	81
4.5.2.4 – Períodos de Queima	81
4.5.3 – Queima Inicial do Combustível	86
4.5.4 – Distribuição de Temperaturas	86
4.5.4.1 – Introdução	86
4.5.4.2 – Distribuição de Temperaturas no Refrigerante	91
4.5.4.3 – Distribuição de Temperatura na Superfície Externa do Encamisamento	92
4.5.4.4 – Distribuição da Temperatura na Superfície do Combustível	92
4.5.4.5 – Distribuição de Temperatura no Centro do Combustível	93
4.5.4.6 – Cálculos das Distribuições de Temperatura no Início do Funcionamento do Reator	94
4.5.4.7 – Achatamento do Fluxo de Nêutrons	95
4.5.5 – Escolha dos Conjuntos de Secções de Choque Adequados	100
4.5.6 – Queima com Recarregamento e Achatamento do Fluxo Nêutronico no Centro do Reator	100
4.5.7 – Distribuição do Fluxo do Refrigerante por Orifício	103
4.5.8 – Perda de Pressão no Carço	104
4.5.9 – Potência de Bombeamento	122
4.5.10 – Cálculos dos Parâmetros do Circuito Secundário	124
4.5.10.1 – Introdução	124
4.5.10.2 – Condições do Vapor na Saída do Gerador de Vapor	125
4.5.10.3 – Quantidade de Energia Transformada na Turbina Alta Pressão	125
4.5.10.4 – Condições de Vapor que Entra na Turbina de Baixa Pressão	126
4.6 – Resultados dos Cálculos de Reator	128
5 – RESULTADOS	129

	Página
6 – CONCLUSÕES GERAIS E RECOMENDAÇÕES	134
6.1 – O Encarnisamento do Combustível	134
6.2 – O Moderador	134
6.3 – O Esquema de Recarregamento	137
6.4 – O Ciclo de Vapor	137
6.5 – A Secção de Testes de Materiais	138
6.6 – Geometria e Dimensões	138
6.7 – As Superfícies de Troca de Calor dos Elementos de Combustível	138
6.8 – Cálculos de Cinética e Transientes do Reator	138
7 – APÊNDICE	138
7.1 – Programas de Computação Utilizados	138
7.1.1 – O Programa HAMMER	139
7.1.2 – O Programa CITATION	140
7.1.3 – O Programa CITHAM ⁽³⁹⁾	140
7.2 – Ciclos de Vapor	150
7.2.1 – Introdução	150
7.2.2 – Ciclo Dual	152
7.2.3 – Ciclo de Vapor com Reaquecimento	152
7.3 – Reactores Refrigerantes por Gás	157
7.3.1 – GCR (Gas Cooled Reactor)	157
7.3.2 – AGR (Advanced Gas Cooled Reactor)	157
7.3.3 – HTGR (High Temperature Gas Cooled Reactor)	157
7.3.4 – GCFR (gas Cooled Fast Breeder Reactor)	157
8 – NOMENCLATURA	158
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	158

LISTA DAS FIGURAS

	Página
Figura 2.1 – Potência Elétrica Acumulada ⁽³⁸⁾	6
Figura 3.0 – Resistência do Urânio ao Ataque pelo Ar e Dióxido de Carbono	13
Figura 3.1 – Mudança nas Propriedades Mecânicas à 30°C	20
Figura 3.2 – Variação do Nível Inicial de Saturação do Módulo de Young com a Temperatura de Irradiação	20
Figura 3.3 – Mudança na Condutividade Térmica	21
Figura 3.4 – Distribuição da Energia Armazenada em Relação ao Fluxo e a Temperatura da Grafita	22
Figura 3.5 – Liberação da Energia Total Armazenada	22
Figura 3.6 – Efeito do Tempo de Recozimento no Espectro da Energia Armazenada a 300°C.	22
Figura 3.7 – Variação Característica Típica em $(dS/dT)_{400}$ com a Dose e a Temperatura de Irradiação	23
Figura 3.8 – Curva Típica Mostrando a Temperatura da Grafita Mínima Requerida para Assegurar a um Carço Tendo uma Vida de 20 Anos a um Fator de Carga de 75% sem que a Taxa de Potencial de Liberação da Energia Armazenada Exceda 0.3 Cal/g°C	24
Figura 3.9 – Curvas Típicas de Distribuição Axial de Temperatura Real e Requerida no Mo- derador	24
Figura 3.10 – Uso de Isolantes para Aumentar a Temperatura do Moderador	25
Figura 3.11 – Suporte do Elemento de Combustível	27
Figura 3.12 – Formas Alternativas de Achavetamento da Estrutura de Grafita	27
Figura 3.12a – Alternativas para Arranjos de Delagem e Suporte	27
Figura 3.13 – Máquina de Recarregamento	28
Figura 3.14 – Seção Mostrando o Tubo de Recarregamento	41
Figura 3.15 – Perda de Eficiência da Barra de Controle com a Irradiação	44
Figura 3.16 – Concentração do Xe-135 – Depois do Ligamento	44
Figura 3.17 – Concentração do Xe-135 – Depois do Desligamento	45
Figura 3.18 – Efeito da Inserção da Barra de Controle	47
Figura 4.1 – Regiões da Célula Equivalente	50
Figura 4.2 – Célula Equivalente de Wigner Seitz	52
Figura 4.3 – Kon em Função do Raio Externo (R_3) da Célula Unitária (P é a Densidade Homogênea do U Natural)	53
Figura 4.4 – Arranjo Hexagonal dos Blocos de Grafita	55
Figura 4.5 – Variação do Koo com a Razão C/U	56
Figura 4.6 – Variação do Koo com o Pitch	57
Figura 4.7 – Distribuição de Fluxo na Célula para Canais de Diâmetros Diferentes	58

	Página
Figura 4.8 – Variação do Koo com a Razão C/U para Canais de Diâmetros Diferentes	59
Figura 4.9 – Porcentagem de Nêutrons Absorvidos pelo Veneno em Função da Variação da Concentração no Reator	62
Figura 4.10 – Koo em Função da Variação da Concentração de Veneno no Reator	63
Figura 4.11 – Kef em Função da Irradiação (Sem Recarregamento de Combustível)	64
Figura 4.12 – Variação da Concentração do ^{235}U e ^{239}Pu com o Tempo	65
Figura 4.13 – Distribuição Espacial do Fluxo Térmico n/Célula Unitária em Função da Queima.	67
Figura 4.14 – Comportamento do Kef em Função da Superfície Externa, Quantidade de Grafita e Quantidade de Urânio	69
Figura 4.15 – Comportamento do Koo com o Aumento da Quantidade de U	70
Figura 4.15a – Criticalidade de UO_2 Natural	71
Figura 4.16 – Variações % das Secções de Choque com a Queima	75
Figura 4.17 – Determinação da Espessura do Refletor	77
Figura 4.18 – Distribuição Radial do Fluxo Térmico (Calculado por CITATION)	78
Figura 4.19 – Dimensões Externas do Núcleo	80
Figura 4.20 – Divisão do Reator em Zonas e Esquema de Recarregamento	83
Figura 4.21 – Divisão do Reator em "Mesh Points"	84
Figura 4.22 – Divisão do Reator em Zonas	85
Figura 4.23 – Distribuição Bidimensional de Densidade de Potência – Reator Limpo Sem Achatamento do Fluxo	87
Figura 4.24 – Distribuição Bidimensional de Densidade de Potência após 1500 dias de Funcionamento sem Recarregamento e sem Achatamento do Fluxo	88
Figura 4.25 – Distribuição Radial de Densidade de Potência p/ Queima sem Achatamento e sem Recarregamento	89
Figura 4.26 – Distribuição Axial de Densidade de Potência p/ Queima sem Achatamento e sem Recarregamento	90
Figura 4.27 – Distribuição Radial de Fluxo de Refrigerante por Canal para o Início de Funcionamento do Reator sem Achatamento do Fluxo Neutrônico por Temperatura de Entrada e Saída dos Canais de 200°C e 400°C Respectivamente.	96
Figura 4.28 – Distribuição de Temperaturas no Canal mais Quente no Início de Funcionamento do Reator sem Achatamento sem Envenenamento, sem Consumo de Combustível (é a Situação mais Crítica)	97
Figura 4.29 – Distribuição de Temperaturas no Canal mais Frio no Início de Funcionamento do Reator sem Achatamento, sem Envenenamento e sem Consumo de Combustível	98
Figura 4.30 – Influência do Achatamento do Fluxo no Buckling e no Fator de Forma	99
Figura 4.31 – Distribuição Radial de Densidade de Potência para os Períodos de Queima do 1º Ciclo	109
Figura 4.32 – Distribuição Axial de Densidade de Potência Máxima e Mínima do 1º Ciclo	110

	Página
Figura 4.33 – Distribuição Radial de Densidade de Potência para o 2º Ciclo	111
Figura 4.34 – Distribuição Axial de Densidade de Potência para o 2º Ciclo	112
Figura 4.35 – Distribuição Radial de Densidade de Potência para o 3º Ciclo	113
Figura 4.36 – Distribuição Axial de Densidade de Potência para o 3º Ciclo	114
Figura 4.37 – Distribuição Radial de Densidade de Potência para o 4º Ciclo	115
Figura 4.38 – Distribuição Axial de Densidade de Potência para o 4º Ciclo	116
Figura 4.39 – Distribuição Radial de Densidade de Potência para o 5º Ciclo	117
Figura 4.40 – Distribuição Radial de Densidade de Potência para o 6º Ciclo	118
Figura 4.41 – Distribuição Axial de Densidade de Potência para o 5º Ciclo	119
Figura 4.42 – Distribuição Axial de Densidade de Potência para o 6º Ciclo	120
Figura 4.43 – Variação Radial do Fluxo de Refrigerante para uma Temperatura de Saída de 400°C e Entrada de 200°C p/ Todos os Canais	121
Figura 4.44 – Características Típicas de Desempenho do Elemento de Combustível p/ Pressão Constante do Refrigerante e Comprimento Constante do Canal	123
Figura 4.45 – Diagrama do Sistema Secundário	127
Figura 5.1 – Concepção Artística da Usina	135
Figura 5.2 – “Layout do Sistema Primário”	136
Figura 7.1 – Cadeia de Nuclídeos dos Metais Pesados	141
Figura 7.2 – Cadeias de Nuclídeos dos Produtos de Fissão	142
Figura 7.3 – Cadeias de Isótopos Originários do U-238 e do Th-232(*)	143
Figura 7.4 – Dados de Entrada do Citation	144
Figura 7.5 – Dados de Entrada do CITHAM p/ Cálculos Celulares	147
Figura 7.6 – Dados de Entrada do CITHAM p/ Cálculos Celulares	148
Figura 7.7 – Cadeias no CITHAM	149
Figura 7.13 – Relações Típicas entre as Temperaturas de Entrada e Saída do Gás no Trocador de Calor e a Pressão do Vapor: Ciclo de uma Pressão	151
Figura 7.14 – Relações Típicas entre a Pressão do Vapor Pré-Aquecido e a Eficiência Total do Ciclo de Vapor	151
Figura 7.15 – Relação entre o Consumo de Potência dos Circuladores e as Temperaturas de Entrada e Saída do Gás	152
Figura 7.16 – Ciclo do Vapor Dual	153
Figura 7.17 – Diagrama de Temperatura e Calor Típico. Ciclo Dual com Pré-Aquecimento	153
Figura 7.18 – Relações Típicas entre as Temperaturas de Entrada e Saída do Trocador de Calor, a Temperatura de Pré-Aquecimento e a Pressão do Vapor para o Ciclo Dual	154
Figura 7.19 – Expansão Típica do Vapor no Ciclo Dual	155
Figura 7.20 – Ciclo de Vapor com Reaquecimento	155
Figura 7.21 – Diagrama Típico Calor – Temperatura para o Ciclo de Reaquecimento	156
Figura 7.22 – Relação Típica entre as Temperaturas de Entrada e Saída do Gás no Trocador de Calor, Temperatura de Pré-Aquecimento e a Pressão do Vapor – Ciclo com Reaquecimento	156

DEFINIÇÕES PRELIMINARES DOS PARÂMETROS DO PROJETO DE UM REATOR NUCLEAR EXPERIMENTAL DE POTÊNCIA, UTILIZANDO URÂNIO NATURAL E GRAFITA E REFRIGERADO POR GÁS HÉLIO

Osni Baltazar

RESUMO

Foi feito um estudo preliminar de definição das características técnicas de uma usina experimental de potência de 32 MWe acionada por um reator nuclear de urânio natural, moderado por grafita e refrigerado por hélio.

A escolha do tipo do reator foi feita baseada em considerações de máxima possibilidade atual de participação nacional na sua construção e de utilização como instrumento básico de pesquisa e desenvolvimento dos reatores de alta temperatura do futuro.

Foram feitas considerações, dentro das perspectivas estabelecidas no parágrafo anterior, sobre os principais componentes da usina, baseadas em uma extensa pesquisa bibliográfica sobre reatores similares ingleses do tipo GCR. Um resumo desta pesquisa é apresentado neste trabalho.

As principais características técnicas, neutrônicas, estáticas e de manejo interno do combustível nuclear foram estabelecidas.

Um esquema simplificado do sistema secundário, e o seu desempenho termodinâmico, foram determinados.

Um esquema de cálculo dos parâmetros desse tipo de reator foi definido baseado na presente disponibilidade e capacidade de cálculo criada na Coordenadoria de Engenharia Nuclear e no Centro de Processamento de Dados do IEA.

1 - A CONCEPÇÃO DO PROJETO E OBJETIVOS DESTA TRABALHO

A origem da motivação que nos levou a realizar este estudo tem uma estória peculiar. Em 1974, na Coordenadoria de Engenharia Nuclear do IEA, iniciaram-se alguns estudos sobre estratégia de reatores. Uma das muitas perguntas que brotaram na época referia-se sobre a possibilidade de encontrar um tipo de reator nuclear cuja participação nacional no seu projeto e construção fosse realmente substancial. Por outro lado, o reator escolhido deveria ser um precursor de um tipo de reator que tivesse excelentes possibilidades de ser adotado no Brasil, mas em futuro relativamente remoto, de modo que, caso um longo processo de desenvolvimento desse tipo de reator fosse levado a efeito, poderíamos criar, no País, as condições básicas de aperfeiçoamento tecnológico próprio.

Naturalmente, a linha a adotar deveria recair sobre os reatores de 2a ou 3a geração (reatores de alta temperatura e reatores regeneradores, respectivamente) que seriam os reatores a serem introduzidos a partir da década de 1990. Como ao IEA foi delegada a tarefa de desenvolver a tecnologia dos reatores de 2a Geração, a saber, os reatores de alta temperatura, devotamos um especial cuidado a esse tipo de reator. Coincidentalmente, ou não, a pergunta exposta no parágrafo anterior nos levou a um reator moderado por grafita e alimentado por urânio natural. Uma pequena fundamentação técnica desta escolha é exposta no início do Capítulo 3.

Dado a ainda incipiente capacidade técnica e industrial brasileira (1974), uma escolha baseada num critério de aumentar a participação nacional no projeto e construção teria necessariamente que nos levar de volta aos primórdios do nascimento dos reatores nucleares. Aliás, é interessante deixar registrado

que, invariavelmente, todos os tipos de reatores de potência em uso comercial e mesmo aqueles ainda em estágio de desenvolvimento na atualidade tiveram suas concepções inventadas já em meados da década de 1940, conforme ilustrou Weimberg, magistralmente, num discurso em Karlsruhe, o ano passado⁽³⁶⁾.

A partir desta fatal necessidade de voltar ao passado, pensamos inserir nessa escolha, o maior grau de lições aprendidas da história de energia nuclear, bem como das condições atuais e previsões futuras do desenvolvimento dos reatores de fissão nuclear.

Partindo-se da escolha do urânio natural e grafita, a escolha seguinte concerne ao refrigerante. A concepção mais simples, em termos tecnológicos, recai sobre a água leve considerando-se o conhecimento já acumulado dentro da indústria nacional na fabricação de bombas, trocadores de calor, válvulas, enfim, dos componentes de uma usina nuclear simples. Assim, voltaríamos aos primeiros reatores que surgiram no mundo, mas cuja finalidade principal era a de produzir plutônio para fins bélicos (por exemplo, os reatores de Hanford, EUA). Mas, é preciso notar que ainda hoje, na União Soviética, além dos reatores já em operação comercial, existe um plano de construir mais de dez reatores do tipo "Light Water Cooled Graphite Moderated Reactor - LGR" que é um desenvolvimento natural desses primeiros "dinossauros atômicos".

Nesse ponto, resolvemos divorciarmos do passado e voltarmos para o futuro. Naturalmente, essa escolha foi feita baseada em fatores puramente subjetivos.

Adotamos como refrigerante desse reator, o hélio, pois esse é o agente refrigerador que foi escolhido e será utilizado largamente nos reatores de 2ª Geração, no presente e no futuro. Além disso, resolvemos utilizar concreto protendido como material básico na fabricação do vaso de pressão do reator, ao invés de aço. Esta escolha veio satisfazer dois requisitos que consideramos importante: 1) ainda hoje, vasos desse tipo são adotados nos protótipos de demonstração comercial dos reatores de 2ª Geração (Fort St. Vrain, EUA, e Schmehausen, Alemanha Ocidental) em estágio final de construção, e provavelmente continuarão a ser adotados no futuro; 2) vem de encontro a assegurar a participação nacional dado a experiência da nossa indústria de construção civil. Dessa maneira, o reator que definirmos é um "casamento" das concepções britânicas do passado (Reatores Magnox) com as características modernas dos reatores de alta temperatura americanos (HTGR).

Fixadas essas definições básicas, o detalhamento dos outros componentes desse reator merece profundos exames de viabilidade.

O presente trabalho trata de examinar os parâmetros que entram na definição dessa viabilidade. Apresentamos aqui o que poderia ser considerado o primeiro passo de um longo caminho de iterações necessárias para a definição do projeto final de um reator experimental de potência com características potenciais de ser fabricado no Brasil.

Naturalmente, dado a nossa formação voltada para engenharia nuclear, devotamos as maiores atenções no projeto do núcleo do reator cujo estudo é exposto, amplamente, no Capítulo 4 deste trabalho.

Dado a longa experiência sobre comportamento dos materiais em reatores de urânio natural e moderados por grafita, acumulada pelos reatores britânicos do tipo Magnox, procuramos sumarizar esta experiência no Capítulo 3 que, essencialmente, é uma transposição direta dos principais aspectos da tecnologia dos componentes desses reatores principalmente no que se refere ao moderador de grafita, combustível de urânio natural metálico e o seu encamisamento. Algumas inserções são feitas sobre novos desenvolvimentos relacionados com o urânio metálico e sobre o refrigerante hélio. Procuramos incluir algumas observações sobre a capacidade do IEA no setor de ciclo de combustível que, aliás, tem todo o potencial de suprir as necessidades desse projeto. Leves observações são feitas também sobre a presente capacidade da indústria nacional baseada em tímidas averiguações obtidas durante visitas a diversas firmas paulistas do setor da indústria pesada.

No Capítulo 2 fazemos um pequeno retrospecto do desenvolvimento dos reatores nucleares de potência. Esse Capítulo, e o anterior, têm a finalidade didática de localizar o nosso reator dentro de um contexto maior.

Nos Apêndices são descritos os programas de computação utilizados e apresentados os diversos ciclos de vapor possíveis de serem usados bem como os diagramas típicos que possibilitam uma avaliação rápida dos parâmetros do sistema secundário da usina experimental alimentada pelo reator.

Para a efetivação desse estudo, utilizamos extensivamente a capacidade de cálculo de reatores já criado no Instituto de Energia Atômica e estabelecemos uma metodologia própria para o acompanhamento da evolução do combustível nuclear de urânio natural no reator bem como do seu "manejamento interno" (in-core fuel management) e cálculos celulares que constituem os pontos altos do presente trabalho.

2 – HISTÓRICO DO DESENVOLVIMENTO DOS REATORES NUCLEARES

A tecnologia de reatores nucleares tem apenas 34 anos. Nasceu em dezembro de 1942 em Chicago, com a primeira reação em cadeia controlada no reator CP1 (Chicago Pile 1). Desde então, tentou-se desenvolver vários tipos de reatores, cada um para atender a objetivos específicos, como por exemplo, a produção de Pu para fins militares, a produção de energia elétrica, produção de calor para processos químicos, para propulsão, etc. Nesse esforço, procuraram-se soluções técnicas e econômicas que são na maioria, próprias de cada país, dependendo do seu estágio de desenvolvimento tecnológico. Por exemplo, um país que não possuísse a tecnologia do enriquecimento isotópico do urânio, optaria por um reator de urânio natural; aquele que não possuísse água pesada optaria pela grafita. Assim, sucessivamente, foram nascendo as diversas linhas de reatores, cada qual com seus defensores.

Os Estados Unidos encetaram um programa de desenvolvimento de uma diversidade de tipos de reatores, mas os que receberam maior atenção foram no início (1946) os reatores LGR de Hanford, construídos para produção de Pu para fins militares. Esses reatores não produziram potência elétrica, eram moderados por grafita, refrigerados a água leve e alimentados com U-natural. Depois dos LGR a atenção voltou-se para os BWR e PWR que tornaram-se atualmente os reatores de maior número em funcionamento, em construção e com construção prevista. Tabela III.2 e Figura 3.1⁽³⁸⁾.

Originalmente, o desenvolvimento da energia nuclear tinha três propósitos principais:⁽³⁶⁾

a) O reator deveria ser compacto:

Dado o fato que os primeiros reatores de potência foram projetados para propulsão de submarinos, eles precisavam ser compactos, o que requereu o uso de urânio enriquecido e água leve como moderador;

b) O fator de conversão deveria ser alto:

Dado o fato que na época conhecia-se pouco a respeito das reservas de urânio, as atenções voltaram-se para os reatores super-conversores. De fato, o primeiro reator a produzir energia elétrica, o Experimental Breeder Reactor I, era um protótipo de reator rápido, super-conversor e o segundo, foi o "Homogeneous Reactor Experiment, que era um protótipo de super-conversor térmico;

c) Custos básicos deveriam ser baixos:

Naquela época, o custo de energia elétrica de origem fóssil nos EUA era muito baixo, e os projetistas "focalizaram" como primeira tentativa, sistemas com custos de ciclos de combustível intrinsecamente baixos, portanto, reatores de urânio natural moderado por água pesada ou por grafita.

Em fins da década de 1940, a energia nuclear tinha como principal objetivo o de propulsão. Como geradora de energia elétrica, era considerada em segundo plano e relegada para o futuro. Destarte, foram desenvolvidos os LWR, principalmente os PWR, e os BWR tiveram o seu desenvolvimento

assegurado, e quando os EUA resolveram concentrar esforços no desenvolvimento de reatores para produção de energia elétrica, foram esses os reatores que receberam a maior atenção e desenvolvimento devido aos seguintes fatos:

- a) Os LWR já tinham alcançado um acentuado estágio de desenvolvimento para uso em propulsão na marinha. Apesar de usarem urânio enriquecido o passo para a geração de energia elétrica seria pequeno (construiu-se a Central de Shipping Port na Pensilvânia);
- b) Os LWR tinham demonstrado serem relativamente baratos, seguros e tecnologicamente simples;
- c) Um dos fatores mais importantes foi, sem dúvida, o custo do trabalho separativo para enriquecimento de urânio ter caído vertiginosamente entre 1945 e 1960 (fator de 3), o que prometia um custo baixo para o combustível enriquecido;
- d) Outra vantagem marcante dos LWR, era a possibilidade de queima de 30.000 MWD/ton., enquanto que os reatores usando urânio natural só queimavam 3.000 MWD/ton.

Atualmente, nos Estados Unidos, estão em desenvolvimento os reatores GCFR, HTGR e LMFBR.

A Inglaterra desenvolveu os GCR*, e em 1956 já tinham construído os reatores Calder Hall em número de 4 com 50 MWe cada, com a finalidade maior de produzir Pu para fins militares e a energia elétrica como produto secundário. Esses reatores foram bem desenvolvidos e hoje são responsáveis por grande parte da potência elétrica de origem nuclear naquele país. Atualmente, a Inglaterra está empenhada no desenvolvimento dos SGHWR.

A França, de maneira semelhante à Inglaterra, concentrou seus esforços nos reatores de gás, sendo o primeiro país a usar vasos de pressão de concreto protendido, que atualmente estão também sendo projetados para uso nos HTGR e GCFR, nos EUA.

A Alemanha Ocidental possui um protótipo de PHWR, o MZFR, em Karlsruhe, mas atualmente está concentrada na venda e construção de PWR de grande porte, 1.300 MWe, e no desenvolvimento dos reatores de alta temperatura e LMFBR.

O Canadá desenvolveu os PHWR e está concentrado na venda e construção desses reatores.

A União Soviética começou com os LGR já em 1958, e atualmente tem tendência de construir, junto com os LGR de grande porte, os reatores PWR.

Nos outros países, os reatores construídos ou a serem construídos, dependem da ligação deles com os principais fornecedores. Contudo, é necessário frisar que, atualmente, os reatores PWR e BWR são os grandes favoritos no mercado de reatores de potência. Os HWR canadenses são um outro tipo adquirido por diversos países, a saber, Argentina, Índia, Paquistão e Coreia do Sul.

A seguinte situação apresentava-se em junho de 1964; haviam 448 reatores nucleares de potência vendidos no mundo. Em maio de 1976, cerca de 129 produziam efetivamente energia elétrica em escala industrial, dos quais 26 eram protótipos industriais de reatores de potência.

Em 1962, os Estados Unidos com 5.163 MWt produzidos por 38 reatores, haviam perdido a liderança em produção de energia elétrica industrial de origem nuclear, e em número de reatores de potência para a Inglaterra que possuía 12.552 MWt com 26 reatores de potência, e a URSS com 6.3100 MWt em 8 reatores, o Canadá na quinta com 781 MWt e 2 reatores, o Japão em sexto com 632 MWt e dois reatores, e a Itália tinha um projeto para 1.920 MWt e 3 reatores.

(*) Apêndice 7.3.1

Nessa época (1962), a produção de energia nuclear era baseada essencialmente em reatores de potência de urânio natural, refrigerados por gás e moderados por grafita, responsáveis por 50% da produção total.

Dos 75 reatores de potência e protótipos que produziam energia elétrica, em escala industrial, 26 eram refrigerados por gás, e produziram cerca de 4.250 MWt e os outros 49, de tipos variáveis, produziam um total de 3.300 MWt.

A experiência com os reatores nucleares refrigerados por gás começou na Inglaterra em 1946, com os reatores Gleep e Bepo que entraram em funcionamento em Harwell, em 1948. Em 1951, começou a ser projetado o reator plutonígeno que entrou em funcionamento em 1956, em Calder Hall (4 unidades).

Depois, em 1960, entraram em funcionamento os reatores de Chapel Cross (também 4 unidades).

Deve-se salientar que dado as variações do mercado de capital, dos custos de construção e dos custos de ciclo de combustível é impossível certificar sobre as vantagens econômicas de um tipo de reator sobre os outros. Os reatores com baixo custo de capital com o LWR, tem a desvantagem de ter alto custo do ciclo de combustível. Por outro lado, os reatores de grafita ou água pesada têm baixo custo do ciclo de combustível mas um maior custo de capital com vantagem técnica para a grafita que tem tecnologia mais simples mas desvantagem econômica comparado aos HWR. Apesar do desenvolvimento dos PWR talvez eles não possam sustentar por muito tempo as vantagens que possuem no mercado.

A corrida dos reatores comerciais, que começou em 1945, tinha no início, na economia de nêutrons o seu principal objetivo e, portanto, a água pesada como centro das atenções, passando depois, nos anos 60, para os LWR e depois para os HTGR e LMFBR. Mas, continua indefinido o panorama para o futuro. Por exemplo, os reatores HWR de Pickening estão experimentando um grande sucesso.

Ao prevermos o futuro dos reatores, devemos ter a precaução de não sermos taxativos em afirmações, porque a experiência passada tem demonstrado que os fatores que determinam o futuro do desenvolvimento de uma tecnologia, como a nuclear, mudam com o tempo. Por exemplo, o maior problema que os reatores nucleares enfrentam atualmente é a oposição da opinião pública, principalmente no que diz respeito a segurança e ecologia.

Sem dúvida, os reatores do futuro serão os super-conversores, mas até o desenvolvimento desses, o mundo pode optar entre reatores não super-conversores: os LWR (BWR e PWR), os HWR (CANDU e SGHW). As alternativas de opção incluirão, futuramente, seis super-conversores: LMFBR, GCFBR, MSBR, LWBR, CANDU-Th e HTGR.

Em meados de 1976, haviam no mundo 129 reatores produzindo cerca de 75.000 MWe. No mês de maio, os seis principais países produtores, afóra a União Soviética, eram:⁽¹⁷⁾

Países	Produção de Energia (MWt)
EUA	12.666.677
Japão	3.263.406
Grã-Bretanha	2.530.468
França	1.727.759
Canadá	1.479.519
Alemanha Ocidental	1.155.054

A Tabela III.1^(14,15,22,23,24) mostra as principais características dos reatores a gás.

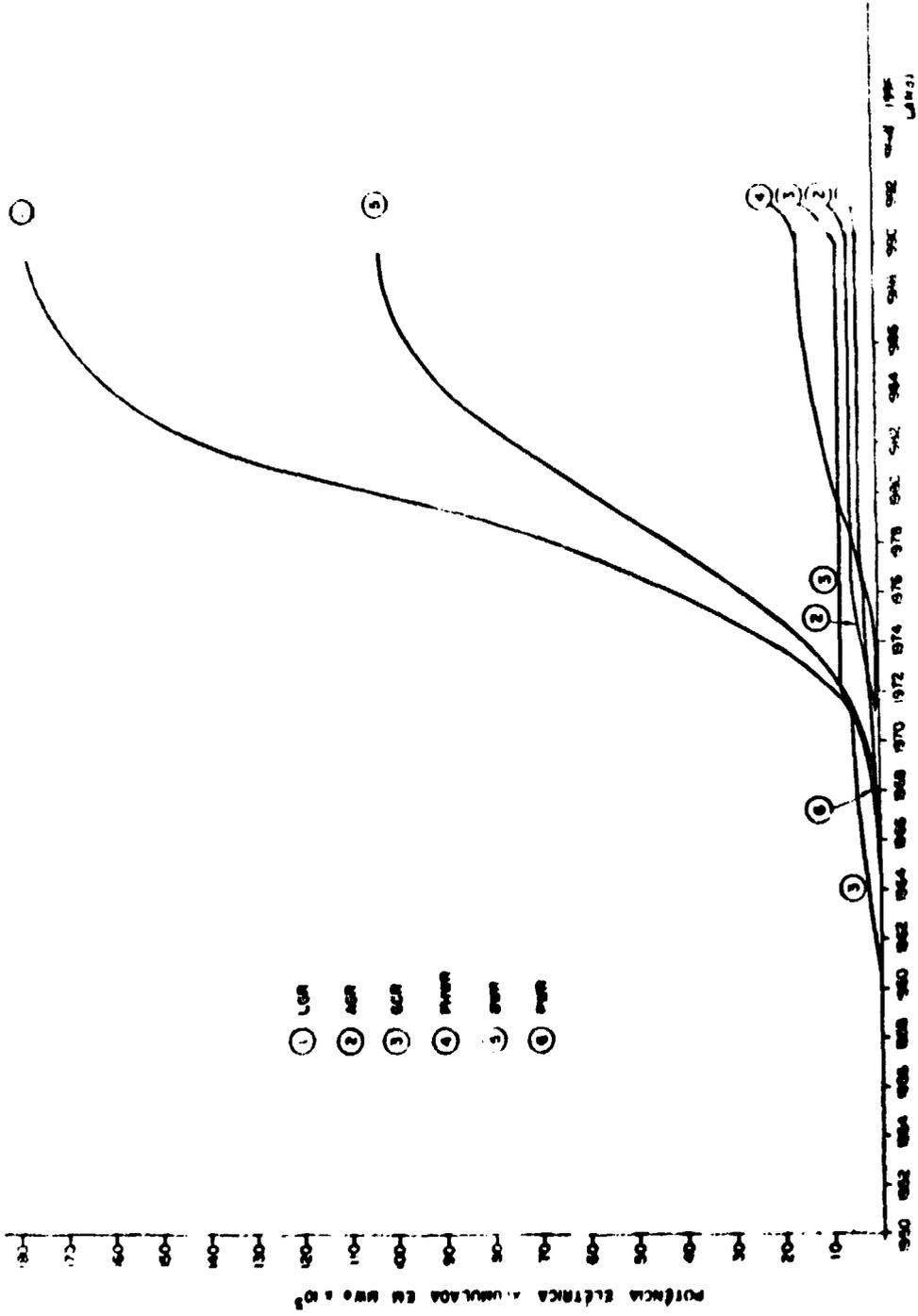


Figura 2.1 - Potência Elétrica Acumulada (3B)

Tabela II.1

Principais Reatores a Gás e suas Características

NOME DO REATOR	Linha	DATA DO INÍCIO DE FUNCIONAMENTO	POTÊNCIA				COMBUSTIVEL				ENCAMISAMENTO			MODERADOR			REFRIGERANTE				VASO DE PRESSÃO			VAPOR												
			TÉRMICA MW	ELETRICA MW	ESPECÍFICA MW/MW	MATERIAL	FORMATO	DIAM. EXTERNO cm	DIAM. INTERNO cm	TEMP. MÁX. CENTRO °C	QUEIMADA MW/MT	MASSA TOTAL TON	MATERIAL	TEMP. MÁX. °C	ESPESSURA cm	MATERIAL	FORMATO cm	TEMP. MÉDIA °C	DIAM. DO CANAL cm	MATERIAL	TEMP. ENTRA DA °C	TEMP. SAÍDA °C	FLUXO MW/m ²	VELOCIDADE m/s	PRESSÃO KG/cm ²	TIPO	FORMA	DIAMETRO cm	ALTURA cm	RECARGAM	TEMP. °C	PRESS. KG	TEMP. °C	PRESS. KG/cm ²	TEMP. °C	PRESS. KG/cm ²
ALVERHAL	GCR	1956	UA	80	42	0,45	UNAT	BARREAS	CILINDRO	2,92	480	50	MAGNOL	418	GRAFITA	QUADRADO	290	10,16	CO ₂	40	336	907	22,5	8	A CO	CILINDRO	820	100	CONT	30	4	122	4	EM FUNC		
CHAPEL CROSS	GCR	1956	FRANCA	200	32	0,1	UNAT	BARREAS	CILINDRO	3,8	525	10	MAGNOL	4	GRAFITA	QUADRADO	400	70	CO ₂	15	170	845	15	8	P RV	CILINDRO	65	1565	CONT	134	0,7	115	2,2	8	0,5	EM FUNC
SHADWELL	GCR	1962	UA	350	70	0,2	UNAT	CANAL	CILINDRO	2,91	1000	240	MAGNOL	42	GRAFITA	QUADRADO	176	4	CO ₂	8	790	356	9,8	4	A CO	ESFÉRICO	2,9	192	CONT	175	74	8	175	14,76	EM FUNC	
BERKELEY	GCR	1962	UA	555	38	0,06	UNAT	CANAL	CILINDRO	2,8	6,5	1000	48	MAGNOL	48	GRAFITA	QUADRADO	100	10,2	CO ₂	60	345	2779	8,4	4	A CO	CILINDRO	100	4,8	CONT	172	22,5	322	5,4	EM FUNC	
EDF.1	GCR	1963	FRANCA	300	68	0,22	UNAT	CANAL	CILINDRO	1,4	550	1000	42	MAGNOL	42	GRAFITA	QUADRADO	15	15	CO ₂	45	335	1296	2	A CO	ESFÉRICO	200	100	CONT	143	1,8	2,6	4,05	EM FUNC		
WINNIEPUSH	GCR	1955	UA	980	250	0,25	UNAT	CANAL	CILINDRO	2,91	585	1000	260	MAGNOL	42	GRAFITA	QUADRADO	20,3	10,5	CO ₂	80	390	1200	2	A CO	ESFÉRICO	200	100	CONT	171	70	371	15	EM FUNC		
EDF.2	GCR	1960	FRANCA	700	250	0,35	UNAT	CANAL	CILINDRO	2,8	43	1000	17	MAGNOL	42	GRAFITA	QUADRADO	187	9,6	CO ₂	87	475	15556	2	A CO	ESFÉRICO	200	100	CONT	163	45,7	357	2,6	EM FUNC		
HUNTERSTON	GCR	1964	ESLOVAC	535	150	0,28	UNAT	CANAL	CILINDRO	2,8	585	1000	240	MAGNOL	42	GRAFITA	QUADRADO	15	15	CO ₂	60	385	1000	2	A CO	ESFÉRICO	80	100	CONT	172	3,8	359	8,4	EM FUNC		
TRAWSFYTHO	GCR	1965	UA	810	250	0,3	UNAT	CILINDRO	CILINDRO	2,82	584	1000	249	MAGNOL	42	GRAFITA	QUADRADO	14	14	CO ₂	200	396	2676	8,3	10,5	A CO	ESFÉRICO	200	100	CONT	171	40,6	348	10,5	EM FUNC	
YONAH MIRA	GCR	1966	JAPÃO	385	139	0,36	UNAT	CILINDRO	CILINDRO	4,0	5300	280	MAGNOL	440	GRAFITA	QUADRADO	9,7	9,7	CO ₂	203	387	3167	7	A CO	ESFÉRICO	180	100	CONT	174	66	357	1,4	EM FUNC			
DUNGENESS	GCR	1975	UA	835	275	0,33	UNAT	CANAL	CILINDRO	4,0	442	298	MAGNOL	46	GRAFITA	QUADRADO	46	46	CO ₂	250	400	5283	9	A CO	ESFÉRICO	1860	100	CONT	170	52	363	20	EM FUNC			
STEELWELL	GCR	1966	UA	475	290	0,61	UNAT	CANAL	CILINDRO	4,0	321	298	MAGNOL	46	GRAFITA	QUADRADO	46	46	CO ₂	215	410	445	8	A CO	ESFÉRICO	1920	100	CONT	170	52	363	20	EM FUNC			
EDF.3	GCR	1967	UA	175	375	2,14	UNAT	CANAL	CILINDRO	4,0	390	440	MAGNOL	435	GRAFITA	QUADRADO	43	43	CO ₂	210	370	25	P CRV	ESFÉRICO	2250	1000	CONT	170	52	363	20	EM FUNC				
OLDBUR	GCR	1968	UA	250	375	1,5	UNAT	CANAL	CILINDRO	4,0	390	440	MAGNOL	435	GRAFITA	QUADRADO	43	43	CO ₂	245	410	25	P CRV	CILINDRO	2250	1800	CONT	396	96	396	96	EM FUNC				
WYLLFA	GCR	1975	UA	600	375	0,62	UNAT	CANAL	CILINDRO	4,0	390	440	MAGNOL	435	GRAFITA	QUADRADO	43	43	CO ₂	274	414	30,6	P CRV	ESFÉRICO	2900	1000	CONT	170	52	363	20	EM FUNC				
HA SER	GCR	1969	USA	180	35	4,6	UNAT	CANAL	CILINDRO	2,23	975	274	MAGNOL	557	GRAFITA	QUADRADO	557	557	H ₂	209	427	19,20	19,20	A CO	CILINDRO	104	2006	CONT	170	52	363	20	EM FUNC			
HA SER	GCR	1969	USA	360	70	9,2	UNAT	CANAL	CILINDRO	3,54	1950	548	MAGNOL	1014	GRAFITA	QUADRADO	1014	1014	H ₂ O	4,2	52,74	27	27	A CO	CILINDRO	1900	3800	CONT	170	52	363	20	EM FUNC			
HA SER	GCR	1969	USA	700	140	5,0	UNAT	CANAL	CILINDRO	3,54	1950	548	MAGNOL	1014	GRAFITA	QUADRADO	1014	1014	H ₂ O	210	399	20	20	A CO	CILINDRO	1900	3800	CONT	170	52	363	20	EM FUNC			
HA SER	GCR	1969	USA	700	140	5,0	UNAT	CANAL	CILINDRO	3,54	1950	548	MAGNOL	1014	GRAFITA	QUADRADO	1014	1014	H ₂ O	425	330	396	70	A CO	CILINDRO	1900	3800	CONT	170	52	363	20	EM FUNC			
EDF.4	GCR	1969	FRANCA	480	300	0,62	UNAT	CANAL	CILINDRO	4,0	442	298	MAGNOL	46	GRAFITA	QUADRADO	46	46	CO ₂	225	400	27	P CRV	CILINDRO	1900	3800	CONT	170	52	363	20	EM FUNC				
EDF.5	GCR	1969	FRANCA	480	300	0,62	UNAT	CANAL	CILINDRO	4,0	442	298	MAGNOL	46	GRAFITA	QUADRADO	46	46	CO ₂	220	410	40	P CRV	CILINDRO	1900	3800	CONT	170	52	363	20	EM FUNC				
EDF.6	GCR	1969	FRANCA	480	300	0,62	UNAT	CANAL	CILINDRO	4,0	442	298	MAGNOL	46	GRAFITA	QUADRADO	46	46	CO ₂	225	400	27	P CRV	CILINDRO	1900	3800	CONT	170	52	363	20	EM FUNC				

3 – DEFINIÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO DO PROJETO

3.1 – Escolha do Tipo de Reator

Baseado em considerações expostas no Capítulo 1 escolhemos como principais critérios para definição do tipo de reator as seguintes condições:

- a) A concepção proposta do projeto deve ser nacional.
- b) A participação nacional na fabricação deve ser a maior possível.
- c) O reator deve apresentar características de protótipo de reatores futuros a serem construídos no Brasil.
- d) O reator deve servir de instrumento experimental para desenvolvimento de combustível e de material.
- e) O tempo de execução do projeto deve ser o menor possível.
- f) O projeto deve estar ao alcance da presente capacidade de recursos humanos e técnicos brasileiros.
- g) O projeto deve conciliar o conceito proposto com o desenvolvimento futuro da capacidade industrial brasileira no setor nuclear.

Dentro dessas condições de contorno foram consideradas quatro tipos de reatores experimentais:

- a) Reator de urânio natural moderado por grafita.
- b) Reator de urânio natural, moderado por água pesada.
- c) Reator tipo HTGR.
- d) Reator tipo GCFR experimental.

As alternativas c e d foram eliminadas, principalmente por necessitarem de uma capacidade técnica e de recursos humanos fora do alcance da atual situação brasileira. Esta capacidade poderia ser suplantada através de uma participação estrangeira extensiva, porém, isto poderia comprometer o objetivo primário que é o de servir como instrumento básico de treinamento de pessoal nacional.

A alternativa b foi eliminada, principalmente, dado uma menor participação nacional e um maior tempo de execução devido a utilização de água pesada como moderador, que por si só, exigiria um projeto em separado, de grande envergadura.

A alternativa a foi escolhida pelos seguintes motivos:

- 1) Esse reator apresenta características de protótipo para os reatores de alta temperatura que seriam introduzidos no Brasil, no futuro, para aplicações na siderurgia, na indústria química, na produção de hidrogênio, na utilização do tório, e na geração de eletricidade e, portanto, evitaria uma duplicação de tecnologia do PWR.
- 2) Apresenta o maior índice potencial de participação nacional na fabricação de todos os seus componentes.
- 3) A construção desse reator melhor se adaptaria a presente capacidade de recursos humanos e técnicos brasileiros.

4) O tempo de execução do projeto é o menor dentre as diversas alternativas.

3.2 – Determinação da Potência

Uma turbina geradora, seria instalada para constituir uma pequena central nucleo-elétrica, podendo assim, ser utilizada no treinamento de operadores de centrais nucleares, servir como instrumento valioso no estudo do controle das respostas dinâmicas de uma usina nuclear decorrentes das variações na solicitação de carga elétrica, e na ocorrência de transientes de operação, de "turbine trip", súbitas variações de carga, processos de partida e parada do reator, e propiciar a participação de uma companhia de eletricidade na operação da usina.

Fazendo uma análise das potências dos reatores experimentais, (não os de demonstração comercial), construídos no mundo todo, verificamos que a potência elétrica está mais ou menos limitada entre 20 e 100 MWe. Dentro dessa faixa, a escolha é puramente de ordem prática, como é o nosso caso. Após consultar às firmas nacionais do ramo, fixamos em 30 MWe, a potência do reator, dado a possibilidade de fabricação de turbinas desse porte em futuro próximo, no Brasil. Tabela III.1.

Para um usina de 30 MWe utilizando urânio natural, grafita e hélio, a potência térmica correspondente é da ordem de 110 MWt.

Tabela III.1

Relação das Turbinas a serem Fabricadas pela M. Dedine
em Convênio com GHH e Kawasaki

Tipo	Potência KW	Rotação	Condições de Vapor		Número de Extrações
			Pressão de Entrada kg/cm ²	Vácuo na Exaustão da Turbina mmHg	
SC-160	18,000 ~ 24,000	3,600	60 ~ 88	690 ~ 722	3 ~ 4
SC-200	18,000 ~ 30,000	3,000	60 ~ 88	690 ~ 722	3 ~ 4
SC-250	24,000 ~ 41,000	3,600	80 ~ 100	690 ~ 722	4 ~ 5
SC-315	30,000 ~ 52,000	3,000	80 ~ 100	690 ~ 722	4 ~ 5
SC-400	31,000 ~ 64,000	3,600	80 ~ 100	690 ~ 722	4 ~ 5
SC-500	52,000 ~ 80,000	3,000	80 ~ 100	690 ~ 722	4 ~ 5

3.3 – O Combustível Nuclear

3.3.1 – Escolha do Combustível

Cinco tipos diferentes de combustível podem ser usados em reatores refrigerados por gás, dependendo do tipo do reator e da disponibilidade do material. São eles, urânio metálico puro ou ligado; material cerâmico composto de urânio e um outro elemento como oxigênio ou carbono, ou silício, os quais têm baixa seção de choque para nêutrons; ligas de tório como metal físsil puro U-235, U-233 ou PuO₂, ou dispersão de urânio ou óxido em um outro material de preferência de baixa seção de choque para nêutrons.

O urânio metálico é o único material de densidade e pureza suficientemente altas para que um reator moderado por grafita atinja um nível de reatividade suficiente sem necessidade de enriquecimento. As temperaturas de operação e a potência específica desse tipo de combustível estão limitadas a um máximo em torno de 550°C e 6 MW/ton, respectivamente. Portanto, a temperatura de saída e a eficiência térmica desses reatores é baixa.

Aliado a um alto fator de carga, essas desvantagens são superadas pelo baixo custo do urânio natural de tal forma que a economia desse tipo de reator pode ser comparável a de outros reatores de grande porte.

Temperaturas e taxas de queima mais altas podem ser conseguidas utilizando-se combustível cerâmicos UO_2 ou urânio em forma de mono ou di-carbeto. Porém, a baixa densidade desses materiais requer enriquecimento* o que aumenta o custo e a dificuldade tecnológica de fabricar o combustível. A necessidade de enriquecimento é maior para o UO_2 dado o fato de precisar uma secção transversal de pequena área devido a baixa condutividade térmica. Para compensar essas desvantagens, elementos cerâmicos devem e podem operar com taxas de queima e temperaturas mais altas do que para o metal.

Considerações de física e de engenharia sugerem que o tório seria um material bastante indicado para reatores de potência refrigerados por gás. Seus problemas de compatibilidade não são tão severos quanto para o urânio e sua estabilidade à radiação e temperatura máxima de operação é sensivelmente maior, mas o tório oferece desvantagens como custo, dificuldades no processamento químico por causa de certos isótopos radioativos além da necessidade de secções transversais menores.

Dado o fato do elemento de combustível afetar as condições de operação do reator e a vida dos componentes, no seu projeto, devem ser feitas considerações sobre a transferência de calor, a resistência mecânica, desempenho nuclear e compatibilidade química com o refrigerante. Entretanto, não é desejável nem possível tratar separadamente cada um desses aspectos.

3.3.2 – Formas do Elemento de Combustível

Se o reator estiver limitado ao uso de urânio natural e, portanto, combustível metálico, a restrição neutrônica sobre a forma do elemento de combustível é severa, forçando o uso de formas que dão a menor relação entre a superfície externa e a massa físsil para que seja reduzida a captura por ressonância^(31,12,14). Portanto, tal sistema empregará normalmente uma barra maciça como elemento de combustível, e uma única concessão que poderá ser permitida por interesse de uma boa transferência de calor seria uma barra vazada**. O uso de barras vazadas permite obter uma boa superfície de transferência de calor e também reduz o aumento da temperatura dentro do combustível o que, em sistemas de urânio metálico, representa um limite bastante severo. A escolha entre barras maciças e vazadas é feita através de um estudo quantitativo de otimização. Como desvantagens para as barras vazadas podemos citar sua menor rigidez e, portanto, problemas de suporte, maior custo de fabricação e maior dificuldade de encamisamento.

3.3.3 – Urânio Metálico e suas Ligas

O urânio é um metal duro e denso e, quando não coberto por um filme de óxido marrom ou preto, tem cor prateada. Abaixo do seu ponto de fusão apresenta três fases alotrópicas, alfa, beta e gama, dependendo da temperatura. As propriedades mais importantes de cada fase são mostradas na Tabela III.2. Somente a fase alfa é de importância para a operação de reatores de urânio natural por causa do encamisamento demasiadamente forte, ou ligas extensivas que são necessárias para as fases beta e gama.

(*) Vide secção 4.1.10.

(**) Secção 4.1.1. Formato do elemento de combustível.

Tabela III.2

Propriedades do Urânio Metálico

Densidade		19,04 g/cm ³
Ponto de Fusão		1129°C
Calor Específico	200°C	0,031 Cal/g°C
	400°C	0,037 Cal/g°C
	600°C	0,045 Cal/g°C
Condutividade Térmica	400°C	0,073 Cal/cm.s.°C
	600°C	0,080 Cal/cm.s.°C
Coefficiente de Expansão Linear (Policristalino)	0 - 600°C	18 - 20 x 10 ⁻⁶ /g°C
Transformações de Fase no Urânio		
Mudança de Fase	Temperatura °C	Calor Latente de Transformação Cal/g
$\alpha \rightarrow \beta$	662	2,85
$\beta \rightarrow \gamma$	769	4,8
$\gamma \rightarrow$ Líquido	1129	19,7
Efeitos de Ligas na Expansão Linear 0 - 600°C (Material Policristalino Orientado ao Acaso)		
Liga	$\alpha \times 10^6 \frac{\Delta l}{l}$ por °C	
U	14,7	
U - 1/2 at. % Cr	13,1	
U - 1/2 at. % Mo	12,5	
U - 4 at. % Mo	13,0	
U - 2 at. % V	12,8	
Efeitos de Ligas na Condutividade Térmica Cal/cm s g°C		
Liga	200°C	300°C
U	0,065	0,069
U - 1/2 at. % Cr	0,069	0,074
U - 1/2 at. % Mo	0,065	0,069
U - 4 at. % Mo	0,061	0,065
U - 2 at. % V	0,066	0,069
Módulo de Young	2,04 x 10 ⁶ kg/cm ²	
Módulo de Cisalhamento	8,44 x 10 ⁵ kg/cm ²	

A estrutura do cristal de urânio alfa é ortorômbica com 3 eixos, (100) ou (a), (010) ou (b) e (001) ou (c), em ângulos retos. O cristal, individualmente, apresenta alta anisotropia que é claramente demonstrada em sua expansão térmica e comportamento sob irradiação e, para evitar estas consequências não desejáveis, o urânio para reatores deve ser de grãos finos e de orientação desordenada. O procedimento, para constituir ligas, ou processo de fabricação para se alcançar este resultado, advém de uma modificação nas propriedades físicas do metal puro.

As ligas apresentam geralmente baixa densidade, assim como o metal trabalhado, devido ao aparecimento de vazios durante a fabricação. Esses vazios se tornam mais importantes para o material sinterizado. Para o caso do metal fundido os vazios se concentram no centro da barra, resultando numa diminuição da densidade de 0,2 a 0,4 g/cm³.

O crescimento e inchamento são dois efeitos principais que governam as mudanças dimensionais do urânio sob irradiação de nêutrons.

Esse crescimento resulta da distorção do cristal de urânio, onde a dimensão *b* cresce de 50% para 230°C e uma irradiação de 1.000 MWd/ton e a dimensão *a* decresce na mesma proporção. A dimensão *c* e o volume permanecem constantes. O crescimento diminui em magnitude com o aumento da temperatura, tornando-se zero em 500°C. Crescimento direcional acentuado ocorre entre 200°C e a temperatura do nitrogênio líquido.

Essas mudanças dimensionais podem cancelar-se para estrutura de grãos finos e redondos, bastante desejáveis para elementos de combustível.

O inchamento é causado pelo acúmulo de produtos de fissão no metal. O aumento dos volumes atômicos, associado ao processo de fissão, aumenta o volume do material de 3,1% para 1% de queima, e de 2,3% para 1% de queima se somente os produtos de fissão forem considerados⁽²¹⁾. Em temperaturas elevadas, os produtos de fissão gasosos difundem-se e nucleiam-se em um determinado ponto no urânio, onde eles assumem forma gasosa, e exercem pressão. Nesse caso, os bulbos são relativamente grandes e podem aparecer tensões de ruptura no material.

As principais características do urânio metálico e suas ligas serão objetos de considerações a seguir.

Propriedades Mecânicas: (a)

Propriedades mecânicas adequadas significam que o elemento pode resistir a tensões complexas encontradas durante a operação e o recarregamento. As seguintes condições são responsáveis pelo aparecimento dessas tensões: Carga direta, força dos gases induzindo possibilidades de vibrações, gradientes térmicos, ciclos térmicos, inchamento e pressão interna devido a liberação de produtos de fissão gasosos do combustível.

As propriedades mecânicas mais importantes no projeto de um reator são: a resistência a fluência e resistência a fadiga térmica, para as quais apenas informações indiretas são possíveis de se obter. Propriedades como resistência a impacto e cisalhamento são importantes somente para fabricação e manuseio após a irradiação.

As propriedades de fluência do urânio são influenciadas pela composição, tamanho do grão, grau de orientação preferencial, e também pela irradiação e grau de ciclagem térmica.

Compatibilidade: (b)

O urânio oxida-se rapidamente ao ar em altas temperaturas (Figura 3.0), e a taxa de oxidação é fortemente dependente das condições de operação.

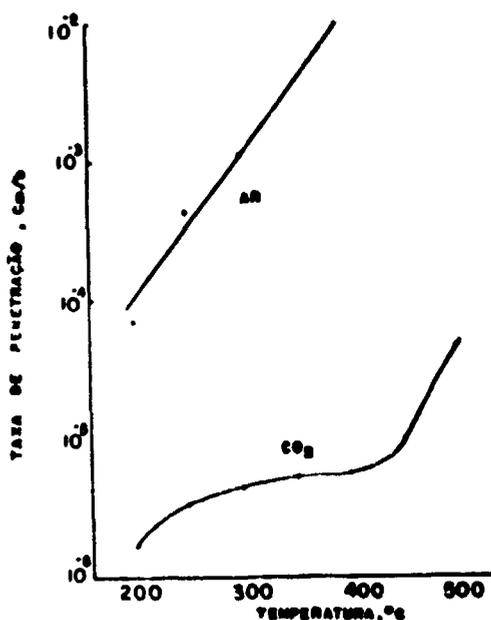


Figura 3.0 – Resistência do Urânio ao Ataque pelo Ar e Dióxido de Carbono

A taxa de oxidação é menor em temperaturas de operação do reator e o elemento de combustível pode operar até cerca de 350°C de temperatura de superfície sem ocorrer riscos de reação catastrófica no caso de falha do encamisamento. O urânio reage lentamente, apenas com o nitrogênio, tetrafluoreto de carbono e hidrocarbonetos, em temperaturas do reator. O hidrogênio não pode ser usado como refrigerante de elementos de combustível de urânio metálico.

Propriedades Térmicas: (c)

A transferência de calor é importante sob dois aspectos:

- 1) Deve assegurar que a densidade de potência produzada e transferida para o refrigerante seja suficientemente alta, para tornar o sistema economicamente viável.
- 2) Deve assegurar que a potência seja transferida para o refrigerante em temperaturas suficientemente altas, para possibilitar eficiência termodinâmica adequada.

Apesar de não ser, em princípio, diferente dos processos industriais de transferência de calor, o problema da remoção do calor do elemento de combustível está sujeito às seguintes limitações:

- 1) A distribuição espacial da taxa de geração de calor no reator é fixa e, portanto, um coeficiente de transferência de calor baixo localizado num ponto, leva a um superaquecimento nesse local, sem limite definido. Isto significa que o coeficiente de transferência de calor do elemento de combustível e do encamisamento é um dado muito importante para o projeto;
- 2) Os elementos de combustível são geralmente projetados para operarem muito perto do limite máximo permissível dos valores das temperaturas do combustível ou do encamisamento, ou de ambos, e não se pode aumentar muito a margem de segurança aumentando-se a superfície de troca de calor, por causa do aumento da absorção de nêutrons e da potência de bombeamento*;

* Potência de bombeamento: Seção 4.5.8.

- 3) A diferença de temperatura para a transferência do calor do combustível para o refrigerante deve ser mantida em um mínimo, para dar uma temperatura máxima de saída do refrigerante. Essas temperaturas de saída do refrigerante para reatores de gás são relativamente baixas;
- 4) Há objeções em subdividir o elemento para ter-se uma grande superfície externa, devido ao aumento da captura de nêutrons pelo urânio-238.
- 5) A escolha do material combustível é ditada por muitas considerações, outras que não transferência de calor, incluindo secções de choque de absorção de nêutrons, compatibilidade com outros materiais do reator, susceptibilidade a danos de irradiação e dificuldades de fabricação.

As limitações nas temperaturas de combustível e da camisa advêm da grande variedade de fatores metalúrgicos, químicos, físicos e mecânicos, e a decisão da escolha de uma temperatura de operação conveniente é sempre muito complexa. A consideração principal na fixação das temperaturas é a integridade do elemento de combustível durante a irradiação. Entretanto, as distorções que podem complicar o manuseio subsequente também tem grande importância. Além disso, apesar do projetista ter em mente, principalmente, as temperaturas, tensões e resistências em condições normais de operação, por ocasião do projeto detalhado do elemento de combustível, é preciso considerar as piores condições quando, por exemplo, ocorre uma perda total e repentina do refrigerante causada por um acidente.

Fabricação: (d)

O urânio metálico pode ser fabricado por fundição direta, trabalhando-se o metal, ou através da metalurgia do pó. A fundição é o processo mais econômico, exceto para barras muito longas que devem ser estrudadas ou laminadas. A maioria dos elementos de combustível é feita por vazamento a vácuo em moldes verticais, podendo-se obter até 180 cm de comprimento por este método. Para o caso de tubos, pode-se usar um centro de grafita cuja relação comprimento para diâmetro es. limitada em 60^(1,21). Onde tolerâncias dimensionais de $\pm 0,002$ in/in são suficientes, o urânio deve ser usado fundido. Para tolerâncias mais estreitas, é requerida uma usinagem ou abração.

O urânio fundido apresenta grãos grandes e, quando trabalhado na fase alfa, apresenta orientação preferencial e não é portanto própria para irradiações extensas. Uma estrutura fina e de orientação desordenada pode ser obtida, tanto no material fundido ou no trabalhado, por tratamento térmico de algumas ligas apropriadas.

3.3.4 – Inibidores de Crescimento:

Como foi apontado no início da secção anterior, o urânio metálico em fase alfa, apresenta acentuado crescimento quando submetido à irradiação.

Recentes desenvolvimentos realizados no Laboratório de Savannah River por Mc Donnel e Sturchen⁽¹⁹⁾ sobre elementos combustíveis de urânio metálico de alto índice de desempenho indicaram que uma melhoria acentuada poderia ser obtida utilizando-se de um tratamento térmico na fase beta em óleo e com a adição de elementos de liga de baixa solubilidade, a saber, Si e Al.

Queimas de até 10.000 MWD/t foram analisadas para urânio contendo 800 ppm de alumínio e 250 a 350 ppm de silício.

3.3.5 – Conclusões:

Um reator de 110 MWt possui um consumo anual da ordem de 12 toneladas de urânio natural.

Sua carga inicial é de cerca de 60 toneladas. O IEA (Instituto de Energia Atômica), possui as instalações necessárias para a fabricação desse combustível.

A Coordenadoria de Engenharia Química CEQ, do IEA, possui uma usina piloto de purificação de urânio, com capacidade para produzir 40 ton por ano na forma de $(\text{NH}_4)_2\text{U}_2\text{O}_7$, com grau de pureza nuclear. Acha-se também equipada com um laboratório de análises químicas e está procurando desenvolver, atualmente, a técnica de reprocessamento de combustível queimado e de purificação de tório.

A Coordenadoria de Metalurgia Nuclear CMN, do IEA, está aparelhada para produzir a quantidade necessária por ano, de urânio natural metálico em forma cilíndrica a partir de $(\text{NH}_4)_2\text{U}_2\text{O}_7$ purificado pela CEQ.

A CMN possui experiência de fabricação de combustível nuclear em forma de placas (Reator ARGONAUTA do IEN), e de fabricação de pastilhas de UO_2 (Reator RESUCO do Centro Nuclear de Pernambuco).

O Instituto de Pesquisas Tecnológicas está planejando comprar uma máquina de extrusão de tubos e perfis com capacidade e qualidade de produção suficientemente altas que poderiam atender as necessidades de fabricação de encamisamento de combustível e tubos do gerador de vapor desse reator.

Com base nas considerações feitas anteriormente, concluímos que o combustível a ser utilizado será o urânio natural na forma metálica contendo inibidores de crescimento quando irradiado.

3.4 – O Refrigerante:

Um gás para ser aceito como refrigerante de reatores, deve possuir uma combinação de propriedades específicas, além de ter características adequadas de transferência de calor. Considerações de economia de nêutrons requerem baixa secção de choque de absorção e um alto grau de estabilidade à radiação. Outra propriedade bastante importante é a compatibilidade química com todos os materiais usados no circuito do reator e, também, não deve ser inflamável, nem tóxico, deve ser barato, prontamente viável em grandes quantidades, e ter alta pureza.

O CO_2 preenche todas essas condições de maneira satisfatória, entretanto, a reação química entre esse refrigerante e a grafita moderadora sob condições de irradiação, embora baixa, para muitos padrões químicos, resulta em perda de grafita do caroço. Um estudo de extensão dessa reação deve ser feito num primeiro estágio do projeto do reator. A grafita arrastada pelo refrigerante é depositada em certas partes do sistema e provoca corrosão e erosão na superfície dos metais. O CO_2 apresenta ainda a desvantagem da formação do CO que é tóxico.

Além de outras limitações, a temperatura para a reação exotérmica entre a grafita e o ar determinar ser seu uso proibitivo como refrigerante em reatores moderados por grafita.

O Hélio sendo um gás quimicamente inerte, com boas propriedades de transferência de calor, disponível em grandes quantidades e de tecnologia bastante desenvolvida, vem sendo o mais provável refrigerante dos reatores de alta temperatura, e portanto, apresenta-se como a melhor solução para esse projeto.

3.4.1 – Sentido do Fluxo de Refrigerante:

A queda de pressão através do caroço de um reator refrigerado por gás pode ter um valor ótimo entre 0,35 e 1,4 kg/cm^2 ⁽²¹⁾ e mesmo para casos de menor perda, a força de arraste exercida sobre o núcleo do reator é comparável ao seu próprio peso.

Para núcleos de concepção vertical temos duas alternativas quanto ao sentido do fluxo de refrigeração: de baixo para cima ou de cima para baixo.

Fluxo de baixo para cima não adiciona cargas à estrutura suporte e torna possível uma refrigeração adequada dos canais por convecção natural, quando o reator estiver desligado, o que favorece a segurança. Mas, por outro lado, temos a desvantagem de que, quando um fluxo máximo é imprimido a um canal, pode resultar em uma força capaz de fazer flutuar um elemento de combustível, em caso de recarregamento contínuo de combustível. Para projetos com alto fluxo de refrigerante, esta limitação pode ser bastante forte a ponto de tornar obrigatório o fluxo de cima para baixo, apesar de acrescentar cargas na estrutura suporte.

Para o fluxo de cima para baixo tem, contudo, a localização dos circuladores de refrigerante que teria que ser acima do caroço, uma vez que os circuladores devem ser colocados na região de temperatura mais baixa por causa da menor potência de bombeamento e das dificuldades técnicas advindas de maiores temperaturas.

3.4.2 – Pressão do Gás

O aumento da pressão do gás refrigerante sempre melhora o desempenho do reator, aumentando a transferência de calor entre o refrigerante e o encamisamento e reduzindo o volume do fluxo requerido para o bombeamento e, portanto, reduzindo o custo. De fato, um dado fluxo de massa em uma dada geometria, a perda de pressão é inversamente proporcional ao quadrado da pressão.

A pressão do gás é limitada pelas tensões impostas ao vaso de pressão quando este for fabricado de aço. Maiores pressões exigem maiores espessuras, melhores qualidades de resistência do aço, e menores diâmetros.

Um aumento de pressão tende a produzir uma redução no custo dado o fato de simplificar a fabricação de aletas (pois melhora a transferência de calor) do elemento combustível e, portanto, economizar nêutrons que deixariam de ser absorvidos pelos materiais parasitas. Por outro lado, o vaso de pressão torna-se estruturalmente mais complexo, o que tende a aumentar os investimentos de capital. Portanto, deve haver um ponto ótimo de equilíbrio entre os dois compromissos. Este ponto ótimo só poderá ser obtido após detalhados estudos de economia dos componentes. Para o nosso caso, tomamos como critério a equivalência entre o CO₂ e o He em termos de transferência de calor. Na região de interesse, o He necessita ter o dobro da pressão do CO₂ para produzir o mesmo desempenho termodinâmico.

3.4.3 – Conclusões

O refrigerante será de preferência o gás hélio pelas seguintes razões:

- a) Os reatores de alta temperatura serão refrigerados a hélio, e este reator poderia servir de instrumento de desenvolvimento da tecnologia de refrigeração por hélio, agindo assim também, como protótipo de reatores do futuro.
- b) Existe na Coordenadoria de Engenharia Nuclear (Área de Termohidráulica) do IEA, um laboratório de térmica de reatores centralizado num "Circuito Térmico de Hélio", com características (temperatura até 800°C; pressão 20 bars; fluxo até 2 kg/sec. e perda de carga até 0,9 bars) perfeitamente adaptáveis para sua utilização no desenvolvimento de componentes do sistema primário de refrigeração.
- c) O gás hélio possui vantagens sobre outros gases: suas propriedades térmicas são excelentes e suas características químicas são favoráveis uma vez que é um gás inerte e, portanto, compatível com a maioria dos materiais nucleares.

- d) Neutronicamente, o hélio não é absorvente parasítico de nêutrons. Uma desvantagem intrínseca do hélio é a de não produzir um filme protetor sobre as superfícies dos materiais componentes nele mergulhados o que provoca possibilidades de ataques químicos de impurezas, nesses componentes. Em casos de fricção de dois materiais em ambiente de hélio, o desgaste é acentuado.

3.5 – O Moderador

3.5.1 – A Grafita

Em geral o termo grafita é usado para uma grande variedade de materiais variando desde a grafita natural, frequentemente contendo cristais grandes e isolados, até um material artificial, no qual, as camadas da estrutura são desenvolvidas até uma extensão limitada. O tipo normalmente utilizado em reatores é um material policristalino consistindo de uma estrutura formada por partículas de coque grafitizado aglutinado por piche também grafitizado. Durante a fase final do seu tratamento térmico, há um desenvolvimento considerável de estrutura laminar nas partículas de coque, resultando uma estrutura bastante imperfeita ao material. Os cristais individuais de grafita apresentam grande anisotropia nas propriedades mecânicas e físicas. Há também uma certa orientação preferencial dos cristais dentro das partículas do coque. Dado o alinhamento dos eixos longos de orientação das partículas na direção de extrusão (ou perpendicular à direção da pressão na grafita moldada), durante a formação dos blocos, antes da grafitização, esta anisotropia afeta de certa maneira as propriedades do material, que contém cerca de 25% de vazios, os quais tem uma grande variedade de tamanhos. Os vazios maiores provêm da carbonização do aglutinante durante a fabricação; além disso, existe uma micro porosidade entre os cristais por causa da orientação imperfeita de uns em relação aos outros.

Os defeitos produzidos sob irradiação na estrutura, cristalina da grafita resultam em alterações das propriedades mecânicas e físicas do material, em mudanças nas dimensões totais (Wigner Growth) e no acúmulo de energia potencial na rede cristalina, a qual pode ser liberada na forma de calor (Wigner Energy, ou energia Armazenada). Enquanto muitas das alterações nas propriedades induzidas pela irradiação devem ser levadas em conta no projeto, as duas de maior importância tecnológica são as mudanças nas dimensões dos blocos de grafita sob irradiação e o aumento da energia armazenada. A estrutura do moderador e as condições de operação devem ser escolhidas durante o estágio de projeto, para acomodar esses efeitos principais. Durante a operação do reator, o decréscimo efetivo do calor específico, pela presença da energia armazenada e, o decréscimo da condutividade térmica do moderador devem ser considerados, em relação aos efeitos de transiente do reator em certas condições de acidentes.

Neste último aspecto recordamos um acidente de graves conseqüências ocorrido no reator GCR de Windscale quando, em 1957, uma súbita liberação de energia armazenada provocou o derretimento dos elementos de combustível e a liberação de uma quantidade apreciável de radioatividade para a atmosfera. A contaminação do terreno circunvizinho atingiu uma área de 50 km de extensão por 10 a 16 de largura.

3.5.1.1 – Mecanismo dos Danos de Irradiação

A grafita, como moderador em um reator, é submetida a fluxos de nêutron cobrindo uma faixa de energia desde a térmica (fração do elétron volt), até o espectro de energia de fissão (cerca de 15 MeV). Devido ao fato dos nêutrons não possuem carga elétrica, a quantidade de energia transferida para o carbono durante o processo de moderação, varia desde praticamente zero até um valor máximo de um terço de energia incidente, que é muito maior do que a energia necessária para deslocar um átomo de sua posição na rede cristalina (25 eV)⁽¹⁸⁾. Durante sua passagem através do cristal o átomo deslocado perde energia para a rede, principalmente, por ionização de seus átomos até sua energia cair abaixo de 12 KeV, quando então, a energia restante é dissipada rapidamente. Muitos dos átomos deslocados reintegram-se na rede quase que imediatamente, mas outros são retidos em posição intersticial

entre os planos da rede cristalina, formando defeitos relativamente estáveis. Portanto, inicialmente, em temperaturas acima de 120°C, os defeitos consistem quase que inteiramente de complexos intersticiais de átomos deslocados e espaços vazios na rede. Em temperaturas de irradiação maiores, as concentrações de defeitos migram para grupos mais estáveis aumentando as deformações provocadas. Teoricamente, o número de deslocamentos primários produzidos pode ser calculado conhecendo-se o espectro do fluxo de nêutrons e o processo de colisão: na prática, a concordância entre os valores calculados e os estimados das mudanças das várias propriedades, são surpreendentemente boas. Para uma irradiação de aproximadamente 1.000 MWD/ton. cerca de 10% dos átomos são deslocados e desses, um terço são imediatamente reintegrados à rede na temperatura de 30°C⁽²¹⁾.

3.5.1.2 – Parâmetros de Irradiação

A taxa de formação dos defeitos depende de quatro fatores principais: temperatura de irradiação, espectro do fluxo de nêutrons, intensidade do fluxo e tempo de irradiação. Geralmente, esses parâmetros variam para um mesmo reator ou entre reatores. Em alguns casos, as diferenças são óbvias: por exemplo, haverá diferenças nas temperaturas entre a parede do canal de refrigeração e a superfície externa do bloco pelo fato do calor ser gerado na própria grafita. Outras diferenças requerem cuidados mais especiais; por exemplo, mudanças no espectro de energia dos nêutrons através da grafita resultam em danos mais acentuados onde prevalecem maior fluxo de nêutrons rápidos. Isto ocorre em regiões circunvizinhas ao elemento de combustível.

Com o aumento de número de defeitos, aparece um processo que tende a mudar as características e aumentar a taxa de recozimento dos defeitos. A taxa de produção é contrabalanceada pela taxa de recozimento e o número de defeitos saturam-se. Diferentes defeitos são afetados de maneiras não iguais, sendo possível ocorrer que uma parte dos defeitos saturam-se, enquanto que o número total esteja ainda aumentando rapidamente.

3.5.1.3 – Energia Armazenada

Considerações sobre possíveis efeitos da energia armazenada no moderador na operação do reator, reforça o fato que o fator determinante é a taxa de liberação dessa energia, e não sua quantidade total. Muitos métodos de determinação da taxa de liberação podem ser aplicados, mas o que oferece uma aplicação prática mais conveniente é o que determina a quantidade de energia liberada por unidade de aumento de temperatura, acompanhado de um aumento constante do recozimento. A medida dessas taxas devem ser feitas em instrumentos tais como calorímetros de subida linear que permitem a determinação direta do calor específico efetivo do material irradiado. A medida da energia total armazenada é feita por um calorímetro de alta precisão usado principalmente para o estudo do dano total presente, e que possibilita a determinação de taxa de aumento máximo da temperatura, no caso de toda energia armazenada ser liberada.

A redução do calor específico da grafita que durante a liberação de energia de Wigner, pode conduzir a um aumento demasiado da temperatura. O grau de redução efetiva do calor específico do moderador é de cerca de 80% no calor específico que se tem antes de irradiação em condições extremas de falha.

3.5.1.4 – Mudanças Dimensionais

O segundo aspecto dos danos de irradiação de maior importância tecnológica, que afeta o projeto do caroço e as condições de operação é a maneira pela qual as dimensões dos blocos de grafita mudam com a irradiação. Essencialmente, a maneira pela qual os danos são produzidos é a mesma daquela discutida anteriormente, mas a complexidade com a qual as características dos defeitos variam

(*) Pode ser calculada a partir dos dados de fluxo do CITATION (Capítulo 4.5.7).

com a temperatura de irradiação e com as mudanças na estrutura da grafita, não podem ser completamente explicadas, por um modelo simples.

De particular interesse é o aumento da taxa de crescimento com a dose de irradiação (Break Away Growth); esse fenômeno é devido, pelo menos em parte, ao aparecimento dos vazios da estrutura. O aumento da taxa de redução na direção paralela aos planos do cristal é presumivelmente devido ao aumento da taxa de contração dos cristais na direção do eixo a .

Em geral, as taxas de crescimento são funções muito complexas da temperatura e apresentam grande variação entre os diversos tipos de grafita, sendo dependentes do material básico e do processo de fabricação. O conhecimento detalhado do comportamento da grafita é requerido para propósitos de projeto.

Em temperaturas baixas, o crescimento de várias grafitas sob irradiação pode estar relacionado com o coeficiente de expansão do material não irradiado. A relação entre o coeficiente de expansão e a taxa de crescimento é frequentemente usada para determinar o comportamento de novos tipos de grafita quando não forem possíveis obter dados experimentais.

Os problemas principais decorrentes das alterações dimensionais da grafita, são aqueles que se referem principalmente ao alinhamento geométrico dos canais, manutenção de um passo constante das células na rede e a garantia de que os valores das tensões na estrutura não ultrapassarão os limites máximos permissíveis. Outros efeitos incluem o tensionamento e distorção dos blocos de grafita como consequência de um crescimento ou redução diferencial dentro dos blocos. O projeto da estrutura do moderador deve ser de maneira que acomode essas mudanças dimensionais enquanto mantém uma estrutura estável que permita a inserção ou remoção do combustível, barras de controle ou outros componentes do canal, facilmente.

Os principais fatores que afetam as mudanças dimensionais são o fluxo de nêutrons rápidos, temperatura de irradiação, a qualidade da grafita e a orientação dos grãos. As propriedades nucleares da grafita tem maior importância econômica para o projeto do que as alterações nas dimensões sob irradiação e, assim, o projetista pode ter uma pequena liberdade para variar os parâmetros básicos, em último caso. Deve-se tomar o cuidado de estabelecer a relação entre a estabilidade dimensional da grafita e a pureza ou fonte de matéria prima da grafita. Variações podem ocorrer mesmo para uma fonte comum de material mas de fabricantes de grafita diferentes. Deve-se calcular o fluxo de nêutrons rápidos dentro do núcleo no projeto do reator, levando em conta as perturbações locais e a temperatura adjacente a um canal de combustível. Em resumo, deve-se tomar o cuidado para que as mudanças dimensionais locais resultantes possam ser acomodadas.

Em temperaturas de aproximadamente 260°C , a grafita cresce geralmente na direção perpendicular aos grãos durante o período inicial de irradiação, e então sofre uma redução nessa mesma direção. Na direção paralela aos grãos, ocorrem reduções em todas as temperaturas de interesse para os reatores do tipo em consideração. O movimento geral da estrutura de grafita pode ser previsto, integrando-se de maneira conveniente o efeito das mudanças locais. A grafita deve crescer na extremidade que corresponde à entrada do refrigerante e reduzir-se na extremidade de saída, onde o gás aquecido tem sua temperatura acima do ponto de transição de crescimento para redução.

3.5.1.5 – Mudanças nas Propriedades Mecânicas e Físicas

Em geral, as alterações produzidas não são de natureza diferentes, mesmo que o material se torne bastante duro, quebradiço ou abrasivo com a irradiação. O comportamento geral a baixa temperatura é mostrado na Figura 3.1⁽²¹⁾.

Em temperaturas mais altas, o comportamento é similar e as alterações são muito menores (Figura 3.2)⁽²¹⁾.

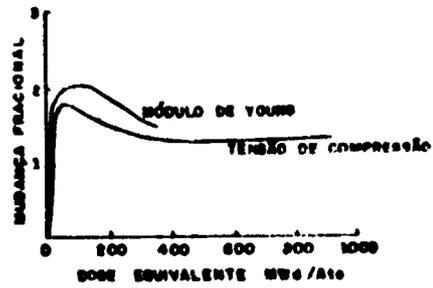


Figura 3.1 – Mudança nas Propriedades Mecânicas à 30°C

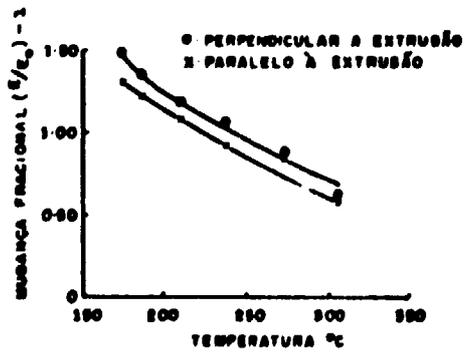


Figura 3.2 – Variação do Nível Inicial de Saturação do Módulo de Young com a Temperatura de Irradiação

O conhecimento da condutividade térmica efetiva do moderador é necessário para os cálculos de reator, cobrindo uma larga faixa de temperatura. Uma série de resultados típicos para temperaturas reais de irradiação podem ser vistos na Figura 3.3⁽²¹⁾.

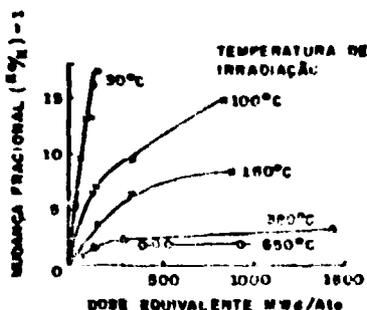


Figura 3.3 – Mudança na Condutividade Térmica

Outros pontos bastante interessantes são a mudança do coeficiente de expansão sob irradiação e o processo em que isso ocorre quando a grafita é irradiada sob tensão. Um aumento no coeficiente de expansão tem sido encontrado, mas em muitos casos a magnitude tem sido pequena.

3.5.1.6 – Reações da Grafita com o Refrigerante e com o Ar

Em reatores refrigerados por gás e moderados por grafita não há perigo inerente de combustão da grafita com o uso de CO_2 ou um gás quimicamente inerte, como o hélio, desde que um ambiente de refrigerante puro seja mantido. A situação é completamente diferente, em condições de acidente postulado que poderiam permitir a penetração de uma quantidade substancial de ar dentro do circuito de refrigerante. O grau de periculosidade é dependente do número de parâmetros afetados pelo acidente, a reatividade química da grafita com o ar, e condições de transferência de calor (pequena quantidade de ar como impureza de refrigerantes inertes, são importantes somente no que diz respeito à oxidação do moderador).

3.5.1.7 – Influência das Propriedades da Grafita no Projeto

Energia Armazenada:

Como foi visto, a taxa de liberação da energia armazenada na grafita, depende da quantidade de defeitos, a qual é determinada pelo espectro dos nêutrons rápidos e taxa de recozimento, controlada pela temperatura de irradiação. Portanto, para um único canal de combustível, tendo uma distribuição axial de fluxo de forma aproximadamente cosenoidal, a quantidade de energia armazenada será maior na parte mais fria do moderador, na entrada do refrigerante, como mostra a Figura 3.4⁽²¹⁾.

Em operação normal estacionária do reator, essa energia armazenada não tem conseqüências, porque é preciso um aumento de 50°C a 100°C ainda da temperatura de irradiação antes da grafita liberar quantidades significantes de energia. Além disso, esta margem pode ser aumentada por recozimento provocado intencionalmente. As Figuras 3.5 e 3.6 mostram a energia total armazenada e a taxa de liberação em função da temperatura de recozimento.

Um acúmulo ilimitado de energia, até valores que correspondam a uma taxa de liberação que a qualquer temperatura exceda o calor específico é indesejável, pois, uma alteração na temperatura da grafita devido a um acidente do reator pode iniciar uma liberação incontrolada, resultando em

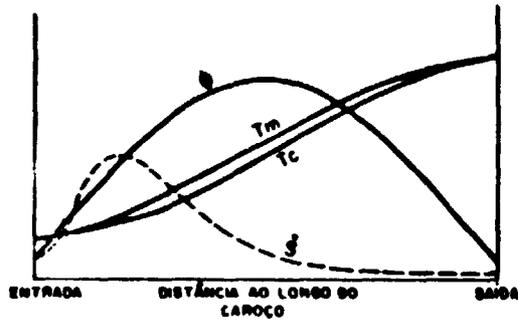


Figura 3.4 - Distribuição da Energia Armazenada em Relação ao Fluxo e a Temperatura da Grafita.

- ϕ - Fluxo de Nêutrons.
- T_m - Temperatura da Superfície da Grafita.
- T_c - Temperatura do Refrigerante.
- \dot{S} - Taxa de Armazenamento de Energia.

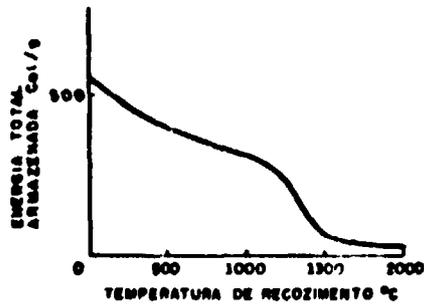


Figura 3.5 - Liberação da Energia Total Armazenada

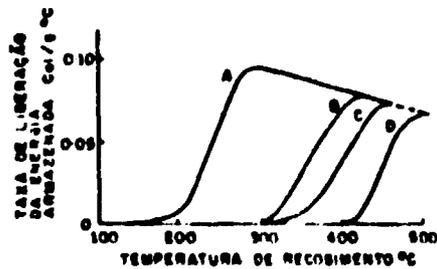


Figura 3.6 - Efeito do Tempo de Recozimento no Espectro da Energia Armazenada a 300°C

- A - Amostra Recozida.
- B - 9 3/4 Horas a 300°C.
- C - 120 Horas a 300°C.
- D - 1000 Horas a 300°C.

temperaturas excessivamente altas. O limite real de energia acumulada para o qual é seguro operar o reator, deve ser determinado para qualquer projeto de reator considerando-se o seu comportamento sob condições de acidente máximo e, em particular, a necessidade de prevenir a propagação da chama de um canal para os outros adjacentes.

Dados sobre a energia acumulada durante toda a vida do reator operando com uma dada potência e temperatura, não existem na literatura. É necessário, portanto, usar dados de energia armazenada obtidos em testes simulados em reatores de alto fluxo ou extrapolar os resultados obtidos com baixa irradiação ou usar uma combinação dos dois resultados. Portanto, conhecendo-se a curva característica que relaciona $(ds/dt)_{400}$ com a dose de irradiação e a maneira pela qual $(ds/dt)_{400}$ varia com a temperatura (Figura 3.7)⁽²¹⁾, pode-se obter uma curva que mostra, para um intervalo de densidade de potência a temperatura mínima na qual a grafita deve operar para assegurar que a energia armazenada durante a vida do reator não leve a uma taxa de liberação potencial que supere os valores permissíveis.

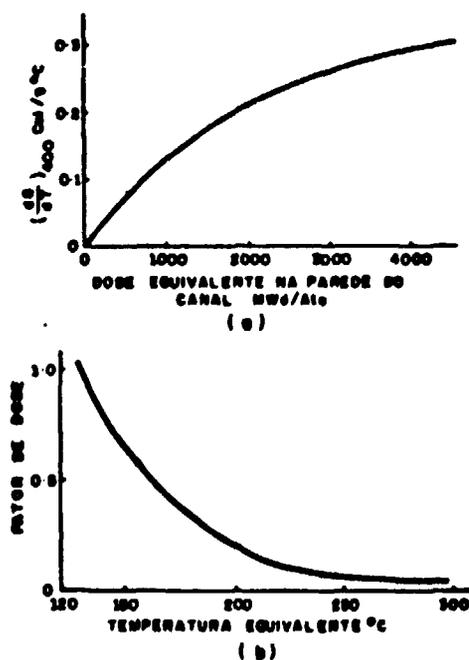


Figura 3.7 - Variação Característica Típica em $(ds/dt)_{400}$ com a Dose e a Temperatura de Irradiação.

A Figura 3.8⁽²¹⁾, mostra uma curva típica que determina a temperatura de irradiação mínima necessária para uma particular grafita a fim de que o valor ds/dt , escolhido por simplicidade como constante e igual a $0,3 \text{ cal/g}^\circ\text{C}$ seja igual ou menor que 80% do calor específico em 400°C , para uma operação do reator equivalente a 20 anos e um fator de $ca. \mu$ de 75%.

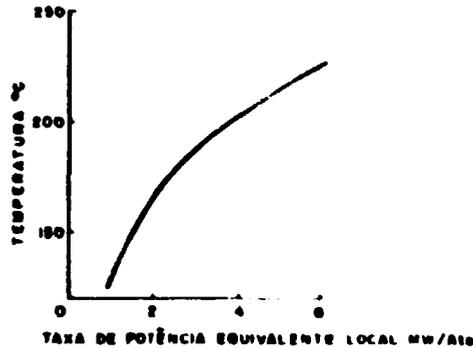


Figura 3.8 – Curva Típica Mostrando a Temperatura da Grafita Mínima Requerida para Assegurar a um Caroco tendo uma Vida de 20 Anos a um Fator de Carga de 75 % sem que a Taxa Potencial de Liberação da Energia Armazenada Exceda a 0.3 Cal/g°C.

A partir desses dados iniciais, essencialmente básicos, pode-se construir uma curva que mostra a distribuição mínima de temperatura requerida para o reator em consideração, sem necessidade de recozimento. Para se alcançar os valores necessários, as temperaturas reais da grafita na superfície do canal devem, para qualquer ponto, ficar acima do valor mínimo apropriado exigido (Figura 3.9)⁽²¹⁾.

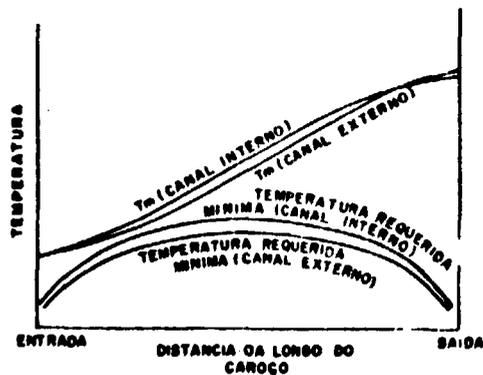


Figura 3.9 – Curvas Típicas de Distribuição Axial de Temperatura Real e Requerida ao Moderador. T_m – Temperatura da Superfície da Grafita.

Particular atenção deve ser dada à temperatura da grafita ao redor de cada canal que normalmente não contém combustível, pois a distribuição de fluxo e temperatura nesse caso, é peculiar. Para o propósito da curva da Figura 3.8 o fator de carga do reator foi tomado para operação em ciclo estacionário e a potência total. Na prática, a central pode operar por longos períodos com cargas parciais ditadas pela demanda do sistema elétrico, pela manutenção de um ou mais circuitos primários de refrigeração e turbo-alternadores. Qualquer alteração na energia acumulada no moderador e nas taxas de queima, deve ser levada em conta. Caso necessário, a curva que relaciona a temperatura à taxa de queima, deve ser modificada para resultar na mesma vida de pré-recozimento.

Exceto talvez, para alguns casos excepcionais, a solução mais satisfatória para o problema de energia armazenada é reduzi-la a um valor seguro, certificando que a temperatura normal de operação da grafita seja maior que o valor mínimo necessário, para uma vida desejada. Essas condições devem ser

satisfeitas como resultado de uma otimização econômica normal dos parâmetros do reator, ou por um pequeno ajuste da temperatura de entrada do refrigerante. Particularmente, quando a temperatura de saída do refrigerante é limitada, o ajuste necessário pode, entretanto, levar a temperatura de entrada tão longe dos valores ótimos que causará um acréscimo no custo específico do capital. Nesse caso, outras opções técnicas são consideradas:

- a) É possível ajustarmos a temperatura do moderador com um fluxo separado de refrigerante operando independentemente do sistema principal de refrigeração, possibilitando o controle necessário da temperatura;
- b) Alternativamente, para o caso de canais retos passantes, é possível aumentar a diferença de temperatura entre a grafita e o refrigerante, aumentando a resistência ao fluxo térmico do calor gerado no moderador para o refrigerante. Essa resistência necessária pode ser obtida por um isolante térmico no canal, entre a grafita e o fluxo de refrigerante. O grau de isolamento é determinado pela temperatura crítica (Figura 3.10).

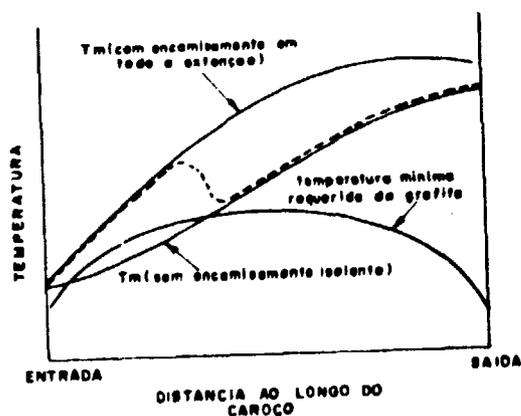


Figura 3.10 – Uso de Isolantes para Aumentar a Temperatura do Moderador.

T_m – Temperatura Média da Superfície da Grafita.

A Linha Pontilhada Mostra o Efeito de Encamisamento Apenas da Parte Inferior.

A extensão física de isolamento no sentido axial, dentro do canal, é determinada pelo ponto no qual a temperatura da grafita não isolada estará acima dos valores limites (Figura 3.10). A escolha do material isolante é limitada severamente pela economia na captura de nêutrons.

3.5.2 – Projeto da Estrutura

3.5.2.1 – Construção do Núcleo e do Refletor

Mesmo sendo o núcleo e o refletor ambos de grafita, entretanto, não são, necessariamente, da mesma qualidade. Pode ser mais econômico quando projetados como uma estrutura única, no entanto, os danos devido ao fluxo de nêutrons no refletor são geralmente muito menores do que aqueles no núcleo. Enquanto o refletor é submetido principalmente a expansões térmicas, a grafita do núcleo ativo sofrerá várias mudanças dimensionais cujas causas foram anteriormente discutidas.

Proveniente de considerações nucleares, a densidade da grafita estrutural deve ser a mais alta possível (tipicamente, $1,74 \text{ g/cm}^3$). Na fabricação dos blocos, de grafita para o núcleo do reator, é inevitável a remoção de material durante a usinagem e perfuração dos canais de combustível, mas, qualquer outro tipo de remoção deve ser evitada. Blocos de grandes dimensões são economicamente preferíveis. Algumas limitações, contudo, são ditadas pela magnitude das tensões causadas por crescimento térmico ou devido a irradiações induzidas para uma particular configuração dos blocos ou condições de operação. A necessidade de reduzir o escape do refrigerante através de canais e fendas entre os blocos, no caso particular em que o refrigerante circula no sentido vertical, determina que esses canais devem ser perfurados no centro dos blocos, e nunca nas interfaces entre blocos adjacentes. Para reduzir outros tipos de vazamentos, o número de junções de blocos ao longo dos canais deve ser pequeno. Isto leva a uma preferência pelos arranjos em que os canais sejam longitudinais e a secção transversal seja aproximadamente igual a da célula neutrônica unitária. Um bloco de mais ou menos 60 cm a 90 cm de comprimento tem peso unitário e tamanho convenientes para o manuseio durante a fabricação. Um núcleo de um reator de dimensões normais pode ser construído por empilhamento desses blocos. Furos adicionais devem ser abertos para barras de controle, absorvedores, instrumentação nuclear e para irradiações de amostras. Para o caso de canais verticais de refrigeração, esses furos adicionais devem ser paralelos aos dos furos de refrigeração, formando-se desta maneira uma estrutura global uniforme.

A expansão térmica, o crescimento ou encolhimento da grafita no caroço com canais verticais podem ser facilmente acomodados, permitindo-se que cada coluna de blocos seja estruturalmente livre de seus vizinhos e fixado somente pela força gravitacional.

3.5.2.2 – Suporte e Posicionamento da Estrutura

Os problemas principais para suportar a estrutura de grafita com aço, advém da diferença de expansão térmica existente entre os dois materiais. O coeficiente de expansão térmica para a grafita é $2,4 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ comparando com $13 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ para aço doce. O projetista tem duas opções: ou fixa a estrutura ao suporte, ou prevê meios para que as expansões sejam independentes.

Há muitos métodos de suportar e posicionar o núcleo a fim de minimizar os efeitos das variações dimensionais, a saber, o achatamento dos blocos e a colocação de um cilindro metálico externo, que contém a estrutura, com compensadores de temperatura entre a estrutura de grafita e o cilindro de forma que as variações dimensionais desse cilindro não sejam transmitidas para a grafita. Conhecendo-se os movimentos que aparecerão dentro do reator durante seu funcionamento, pode-se posicionar os elementos de forma a minimizar os efeitos das distorções, montando cada coluna de grafita em uma base contendo rolamentos que permitam o deslizamento da coluna (Figura 3.11)⁽²¹⁾. Sempre é necessário que exista um cilindro metálico circundando a estrutura de grafita para assegurar a posição dos blocos de grafita em caso de haver explosão por falha do sistema de refrigeração.

No caso de canais verticais, retos e passantes, para que a posição relativa dos blocos seja mantida e, portanto, o alinhamento dos canais, é preciso que os blocos sejam achavetados um ao outro.

As faces de deslizamento de cada bloco são arranjadas para serem axialmente simétricas de forma que as alterações dimensionais possam ser acomodadas por espaços deixados entre as outras faces sem afetar o paço dos centros dos blocos. O refletor embora achavetado dessa maneira pode não possuir espaços vazios para expansão e, portanto, o paço dessa estrutura é determinado pela expansão térmica. Existem várias maneiras de achavetamento dos Blocos. Figura 3.12⁽²¹⁾.

A estrutura de grafita deve ser protegida, também, contra os efeitos de cargas dinâmicas do gás refrigerante. Em reatores com fluxo de baixo para cima, uma queda de pressão no caroço de, por exemplo $4,5 \text{ kgf/m}^2$ pode levantar uma estrutura de grafita de 450 cm de altura. Se a carga for grande, é preciso existir alguma forma de retenção do caroço. Existem 3 formas alternativas de retenção do core (Figura 3.13⁽²¹⁾), que são usadas nos reatores ingleses.

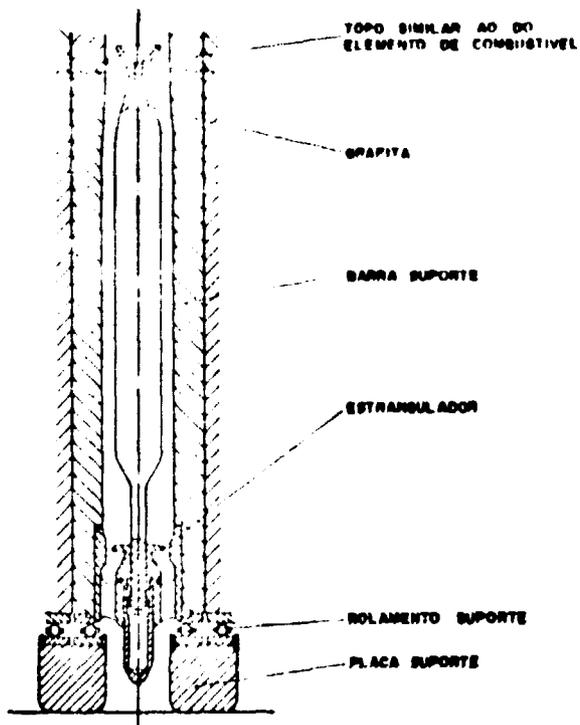


Figura 3.11 – Suporte do Elemento de Combustível

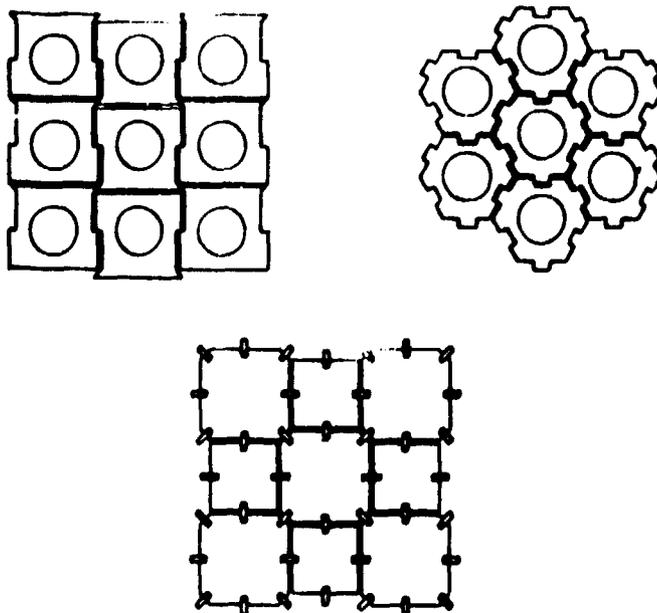


Figura 3.12 – Formas Alternativas de Achavetamento da Estrutura de Grafite

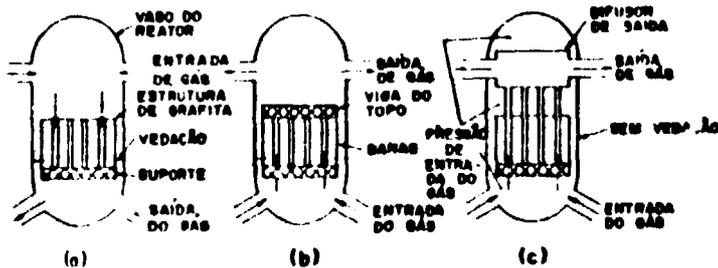


Figura 3.12a - Alternativas para Arranjos de Selagem e Suporte

- a) Fluxo de cima para baixo adicionando carga ao peso da grafita;
- b) Estrutura pode ser segura por barras presas a base em caso de fluxo de baixo para cima;
- c) Um difusor independente para a saída do refrigerante, de forma que a queda de pressão ocorra somente no canal de combustível, e a estrutura seja submetida à pressão de entrada do gás, em toda sua superfície periférica.

3.5.3 - Conclusão

A Companhia White Martins S/A, fabrica no Brasil eletrodos de grafita para a indústria siderúrgica. A densidade da grafita fabricada, bem como as dimensões físicas dos blocos desse material, podem satisfazer os requisitos de uso nuclear. Contudo, a pureza dessa grafita não é de grau nuclear. Seria preciso uma unidade de purificação do coque primário e outra de extração do boro e outros metais com fluxos de flúor e cloro no estágio de grafitização.

Outra alternativa para a produção dessa grafita seria a implantação no IEA de uma fábrica piloto de grafita nuclear com capacidade de produção suficiente para abastecer as necessidades do reator proposto.

Uma outra alternativa seria o desenvolvimento de uma tecnologia de produção de grafita nuclear, a partir da grafita natural de Itapeçerica, Minas Gerais, já estudada pela Coordenadoria de Engenharia Química do IEA. Essa grafita apresentou somente 0,5 ppm de boro, que é o principal veneno neutrônico. Em termos de impureza de boro esta grafita pode ser considerada de grau nuclear.

3.6 - O Encamisamento do Combustível

3.6.1 - Escolha do Material

A escolha do material para encamisamento é governada pelas propriedades do combustível escolhido. As principais opções giram em torno dos materiais, ligas de magnésio, aço, berílio, zircaloy e grafita. Certas ligas de magnésio tem as vantagens de baixo custo, baixa absorção de nêutrons, fácil fabricação e boa condutividade térmica, permitindo então o uso de aletas e também possibilitando o encamisamento de barras de grandes diâmetros. A queda de resistência mecânica com a temperatura para magnésio puro ocorre por volta de 450°C, que corresponde aproximadamente a temperatura de operação da superfície das barras de urânio metálico.

Cada um dos outros materiais de encamisamento tem algumas propriedades que os tornam impróprios como encamisamento de combustível de urânio natural. O aço tem uma secção de choque de absorção para nêutrons muito alta e o berílio tem baixa ductibilidade sob irradiação não podendo assim,

acomodar as deformações impostas pelo urânio. Esses materiais podem entretanto serem usados como encamisamento de combustíveis cerâmicos.

Combustíveis em forma de dispersão são quase que invariavelmente encamisados por um material de propriedades semelhantes ou idênticas as do material dispersante. Portanto, "cermet" de UO_2 em aço poderia ser encamisado com aço inoxidável, ligas de UO_2 /alumínio em alumínio e ligas de urânio/berílio em berílio.

3.6.2 – Magnésio

As ligas de magnésio mais usadas para camisa de elemento de combustível incluem o metal puro, as ligas da série Magnox ou A-12 (ou A-180), contendo aproximadamente 0,8% de alumínio e 0,04% de berílio, as ligas ZA (ou ZR55) contendo 0,6% de zircônio, e ligas contendo cerca de 2% de berílio. Quando é necessário alta resistência a fluência de nêutrons, usa-se a liga (AM 50 39 ou MN70), contendo até 0,6% de manganês. A secção de choque de absorção do magnésio para nêutrons é muito mais baixa do que a do alumínio, de forma que a quantidade desse material a ser usado em reatores de urânio natural não interfere muito nos problemas de neutrônica. A maior vantagem do magnésio é a sua compatibilidade com o urânio. As propriedades menos favoráveis são, estrutura cristalina anisotrópica que torna o metal puro ou as ligas usadas em encamisamento, susceptíveis a certos tipos de falhas mecânicas, e certas dificuldades relativas a corrosão que dificultam a fabricação. A Tabela III.3 mostra algumas propriedades físicas do Magnésio.

Tabela III.3

Propriedades do Magnésio

Densidade		1,74 g/cm ³
Ponto de Fusão		650°C
Calor Específico a	200°C	0,26 Cal/g°C
Calor Específico a	400°C	0,28 Cal/g°C
Calor Específico a	600°C	0,30 Cal/g°C
Calor Latente de Fusão		88,8 Cal/g°C
Condutividade Térmica a	200°C	0,389 Cal/cm.s°C
Coefficiente Linear de		
Expansão a	20 a 500°C	$28,9 \times 10^{-6} / ^\circ C$
Módulo de Young		$4,57 \times 10^5$ kg/cm ²
Módulo de Cisalhamento		$1,69 \times 10^5$ kg/cm ²

A condutividade térmica do magnésio e suas ligas é inferior a do alumínio, mas esse fato pode ser compensado usando-se espessuras maiores, para as aletas. O alto coeficiente de expansão térmica do magnésio pode resultar em falhas de encamisamento, pelo processo de catraca (ratchetting).

3.6.2.1 – Propriedades Mecânicas

O Magnésio tem baixo ponto de fusão e baixa dureza e resistência a fluência em temperaturas de operação do reator.

As tensões térmicas durante a operação do reator devem ser mantidas baixas. Em temperaturas acima de 300°C as ligas de magnésio apresentam excelente dutibilidade, que varia consideravelmente com a temperatura e o tamanho dos grãos.

Materiais de grãos finos apresentam geralmente maior dutibilidade do que materiais de grãos grosseiros em temperaturas baixas. Materiais com granulação média de 0,05 cm suportam três vezes mais os efeitos de deformação que causa falha em materiais de granulação média de 0,25 cm.

3.6.2.2 – Compatibilidade

O Magnésio é compatível com o urânio metálico em todas as temperaturas na fase sólida, e existe um grande intervalo de miscibilidade na fase líquida. Não há, portanto, possibilidade de interação entre esses dois materiais sob as condições do reator. Entretanto, o magnésio pode ligar-se ao tório, formando um eutético a 500°C e aceita até 0,5% em solução sólida. A taxa de inter-difusão entre o magnésio e o tório restringe a temperatura de operação da interface de elementos de combustíveis de tório encamisado com magnésio a 400°C.

As temperaturas de operação permissíveis para o magnésio no caso de refrigerantes gasosos, variam consideravelmente. Para gases inertes como o hélio, a evaporação, a qual ocorre a cerca de 500°C, limita a temperatura de operação. O magnésio é compatível com o nitrogênio até o ponto de fusão mas oxida ao ar em temperaturas de cerca de 300°C. Magnésio super-puro resiste até 350°C e, a adição de alumínio, berílio e cálcio aumentam geralmente essa resistência.

Uma liga com 2% de berílio, pode ser aquecida por longo período de tempo em oxigênio a 550°C sem provocar reação.

As temperaturas e taxas de queima para elementos de combustível em reatores refrigerados por gás, são governadas pela temperatura de ignição no ar durante um transiente. No caso de um acidente hipotético, essa temperatura é geralmente tomada como sendo 525°C para o Magnox.

A resistência à oxidação de todas as ligas de magnésio em dióxido de carbono é consideravelmente superior àquela no ar. Muitas ligas resistem bem até 550°C. Ligas de magnésio de pureza superior, contendo pequenas quantidades de berílio têm alta resistência até o seu ponto de fusão de cerca de 640°C. A liga contendo 2% de berílio pode suportar aquecimento até 700°C – 800°C por muitas horas em dióxido de carbono, sem fundir, e com um mínimo de oxidação. Esta liga é bastante própria para reatores sujeitos a severos transientes.

A resistência à corrosão do magnésio é bastante afetada pela presença de outros metais. O contacto com qualquer outro metal exceto com o ferro ou ligas a base de ferro deve ser evitado dentro do reator. Aço inoxidável com níquel (aço de rolamento) tem mostrado interdifundir-se com o magnésio, mas a profundidade de penetração é desprezível até temperaturas da ordem de 475°C. Muitas ligas não ferrosas, particularmente àquelas contendo chumbo ou mercúrio, devem ser evitadas durante a fabricação. Uma lista de materiais incompatíveis mostrando a temperatura na qual elas reduzem a resistência à corrosão do magnésio é dada na Tabela III.4.

Tabela III.4

Metais Incompatíveis com o Magnésio

Metal	Temperatura de Penetração
Mércurio	provável para todas as temperaturas
Estanho	acima de 200°C
Chumbo, Bismuto	acima de 250°C
Cádmio e Zinco	acima de 300°C
Alumínio e Cálcio	acima de 400°C
Prata e Cobre	acima de 450°C
Níquel e Platina	acima de 500°C

3.6.2.3 – Fabricação

O magnésio é fabricado por fundição contínua seguido de extrusão ou laminação. As secções assim produzidas podem ser, portanto, usinadas ou podem ser finalmente conformadas para estampagem a quente, ou extrusão a quente por impacto. O magnésio é mais difícil de ser fabricado por extrusão por impacto do que o alumínio e requer uma maior carga e um pré-aquecimento de 300°C, mas isso é amplamente superado por poder empregar-se secções mais espessas. Na fundição do magnésio e suas ligas deve-se tomar cuidado com a facilidade de oxidação, e é necessário cobrir o fluxo. As inclusões resultantes de uma má fundição não só provoca o aparecimento de tensões como podem facilitar a corrosão.

Os encamisamentos com magnésio devem ser soldados com arco de argônio ou resistência elétrica porque uma liga depositada na operação de soldagem por deposição pode gerar incompatibilidades.

3.6.3 – Aços

Ligas de aço e níquel são usadas como material de encamisamento para combustíveis óxidos. As propriedades mecânicas das ligas de níquel são melhoradas pela adição de cromo e precipitação de elementos tais como alumínio e titânio. No caso das ligas ferrosas, a adição de elementos tais como níquel, cromo, nióbio e carbono melhora significativamente as propriedades mecânicas. Uma melhoria muito mais importante precisa ser feita, na resistência a oxidação pela adição de elementos que formam óxidos tenazes. A simples adição de apreciável quantidade de cromo, entretanto, produz ligas de aço com baixa ductilidade que são difíceis de se soldar, e a adição de alumínio aumenta ainda mais essas dificuldades. Os materiais de encamisamento mais comumente utilizados entretanto, contém entre 18 a 25% de cromo e 8 a 25% de níquel e são facilmente fabricados; tem coeficiente de expansão térmica compatível com a do combustível, são resistentes, mais dúcteis e tem maior resistência a corrosão em dióxido de carbono e vapor do que qualquer outro material de encamisamento, exceto as ligas de níquel. Para contrabalançar essas vantagens o aço tem alta secção de choque de captura para nêutrons c que obriga o emprego de secções finas, e baixa condutividade térmica que restringe a altura das aletas a 0,05 cm e pode provocar o aparecimento de "hot-spot". As propriedades mecânicas superiores das ligas de níquel são contrabalançadas pela secção de choque de captura de nêutrons que são duas vezes maiores que as dos aços, o que torna esses materiais de uso impraticável.

As propriedades físicas de um aço inoxidável austenítico são mostradas na Tabela III.5.

3.E.3.1 – Propriedades Mecânicas

As secções finas e as altas temperaturas das camisas de aço usadas para combustíveis óxidos demandam uma resistência a fluência bastante alta e boa ductilidade. Um elemento de combustível típico pode ter até 100 cm de comprimento e 1 cm de diâmetro com um encamisamento de aproximadamente 0,03 cm de espessura. Durante a operação, o encamisamento estará sujeito a tensão de "dobramento" resultante de variações de temperatura ou de pressão do refrigerante e tensões devido a variações relativas das dimensões entre o combustível e o encamisamento devido às variações de temperatura e produção de calor.

De certa maneira uma maior expansão térmica ($1,7 \times 10^{-6}$ cm/°C) comparada com a do dióxido de urânio ($1,0 \times 10^{-6}$ cm/cm°C) que é compensada pela maior temperatura do dióxido. Contudo, variações na taxa de queima provocam muito maiores temperaturas no combustível que no encamisamento. Quando a temperatura do combustível cai relativamente a do encamisamento, aparece um espaço entre o combustível e a camisa e entre as pastilhas de UO₂ adjacentes, que pode resultar num colapso do encamisamento e conseqüente falha do elemento de combustível. A maneira com que essa falha pode ocorrer é governada pela estabilidade elástica do encamisamento que é favorecida pelo aumento da espessura e do módulo elástico. A resistência a fluência e a fadiga são as vantagens do aço. A resistência e a fluência em temperaturas entre 400 e 800°C varia com a composição e pode ser

aumentada pela adição de elementos tais como nióbio, cobre, molibdênio, etc., os quais dão lugar a precipitações em temperaturas de operação.

Tabela III.5
Propriedades do Aço Inoxidável^(18,12,1)

Densidade		7,9 g/cm ³
Ponto de Fusão		1.400°C
Calor Específico	20 – 400°C	0,127 Cal/g°C
	20 – 800°C	0,139 Cal/g°C
Condutividade Térmica		
	400°C	0,059 Cal/cm.s.°C
	600°C	0,057 Cal/cm.s.°C
	800°C	0,063 Cal/cm.s.°C
Coefficiente Linear de Expansão	20 – 700°C	19 x 10 ⁻⁶ °C
Módulo de Young		2,11 x 10 ⁶ kg/cm ²
Módulo de Cisalhamento		8,79 x 10 ⁵ kg/cm ²
Nota: Para aço inoxidável 20/25 as propriedades são geralmente muito similares mas a condutividade térmica é 20% menor.		

Os aços possuem boa resistência a fluência que os torna adequados para suportar as tensões provocadas pela pressão do gás refrigerante nos casos particulares de projetos de encamisamentos elasticamente estáveis.

3.6.3.2 – Compatibilidade

A inter-difusão com o urânio torna proibitivo o uso de aço para urânio metálico em temperaturas acima de aproximadamente 500°C, mas não há reação com o UO₂ em temperaturas mesmo bem acima de 800°C. A resistência dos aços à oxidação pelos refrigerantes típicos gasosos, tais como ar, vapor e dióxido de carbono depende da adição de elementos formadores de óxidos tais como alumínio ou cromo. Para o CO₂ na faixa de 850 – 800°C a resistência a oxidação varia de acordo com a quantidade de cromo presente. Aços contendo 18% de cromo são penetrados a uma taxa de 0,0025 cm/ano em temperaturas mais altas, enquanto que aços contendo 23% ou mais, apresentam pouca, se não nenhuma penetração. A resistência ao dióxido de carbono é levemente reduzida pela adição de molibdênio.

Na presença de CO₂ os aços não interagem com o carbono em temperaturas de até 800°C e há poucas, ou nenhuma, restrição em seu contacto com outros materiais. Quando submetido à tensões, aços austeníticos são rapidamente penetrados por metais alcalinos ou hidróxidos se tiver água presente.

3.6.3.3 – Fabricação

Aços austeníticos são facilmente fabricados. O encamisamento é bastante complicado devido suas pequenas secções, resultando em inclusões e outros defeitos que não seriam importantes em secções mais espessas. Por esta razão, inclusões não metálicas devem ser poucas em número e pequenas em tamanho.

Durante o último estágio de fabricação que geralmente inclui laminação a frio ou recozimento, os processos convencionais podem levar à absorção de carbono durante o recozimento derivado do lubrificante.

O processo de fabricação precisa, entretanto, ser rigorosamente controlado, para assegurar que a quantidade de carbono do lubrificante seja pequena e completamente removível depois do recozimento. Esse efeito, pode ser minimizado pelo uso de aços cuja composição seja otimizada para conter quantidades apreciáveis (aproximadamente 0,05%) de carbono.

3.6.4 – Zircônio

O zircônio apresenta uma excelente resistência à corrosão para maioria dos fluidos e, boas propriedades mecânicas e qualidades para fabricação. Ele é o material mais usado, atualmente para encamisamento e estruturas nos reatores térmicos HWR e LWR, na forma de uma liga de nome Zircaloy.

As ligas de zircônio são fabricadas por fundição a vácuo ou por arco em atmosfera inerte.

Apesar do zircônio metálico apresentar um ponto de fusão alto, as suas propriedades mecânicas assemelham-se mais aos dos metais de baixo ponto de fusão. Assim, o seu módulo elástico é bastante baixo e sua resistência decresce rapidamente com o aumento de temperatura. Semelhantemente aos outros metais puros, suas propriedades mecânicas alteram-se sensivelmente com pequenas quantidades de impurezas.

O metal puro é dúctil, maleável e fraco; contudo sua resistência pode aumentar sensivelmente quando em forma de ligas.

Tubos usados em encamisamentos requerem resistência à corrosão, alinhamento e tolerâncias dimensionais mínimas. O requisito de resistência à corrosão tem exigido a fabricação de tubos sem costuras.

O Zircônio e suas ligas reagem prontamente com oxigênio e nitrogênio em temperaturas elevadas. Tratamentos térmicos podem provocar contaminações com aqueles elementos. Portanto, a exposição do zircônio na atmosfera dentro dos fornos deve ser reduzida a um mínimo. O tratamento térmico dos tubos é feito em atmosfera inerte a 1600°F durante, aproximadamente, uma hora.

As superfícies devem estar livres de óxidos, graxas e outros contaminantes.

O zircônio é facilmente soldado. O metal tem baixo coeficiente de expansão térmica, o que ajuda a minimizar distorções durante o processo de solda.

A Tabela III.6 mostra as especificações de Tubos de Zircaloy-4.

3.6.5 – Conclusões

Considerando-se os aspectos neutrônicos, as ligas de magnésio e zircônio apresentam as melhores condições de aplicabilidade para o caso de utilização de urânio natural metálico como combustível. O

Tabela III.6
Especificações do Tubo de Zircaloy-4

Elementos	Análise Química (%)	Propriedades Mecânicas	
Sn	1,20 – 1,70	Tração	(Temp. Ambiente)
Fe	0,18 – 0,24	L.R.	(kg/mm ²) > 60
Cr	0,07 – 0,13	$\sigma_{0,2}$	(kg/mm ²) > 46
O	0,10 – 0,16	A (50 mm)	(%) > 12
Fe + Cr	max. = 0,28	Tração	(Temp. = 400°C)
		L.R.	(kg/mm ²) > 34
	máximo teor	$\sigma_{0,2}$	(kg/mm ²) > 26
	(ppm)	A (50 mm)	(%) > 10
		Relações Geométricas	
Al	75	Diâmetro Interno (mm)	9,3 ± 0,05
B	0,5	Diâmetro Externo (mm)	10,75 ± 0,05
Ca	20	Comprimento (mm)	3335 – 5
C	270	Mínima Espessura (mm)	0,65
Cd	0,5	Retilidade (mm/mm)	0,6/600
Cl	20	Rugosidade interna (RMS)	< 63
Co	20	Rugosidade Externa (RMS)	< 63
		Outros Parâmetros	
Cu	50	Tamanho de Grão Long.	(Nº ASTM) > 7
H	25	Tamanho de Grão Transv.	(Nº ASTM) > 8
Hf	200	Arrebentamento por Explosão	
N	80	(400°C) (Kg/m ²)	> 600
Ni	70	Corrosão	
Mn	50	Ganho de Peso (mg/dm ²)	< 22
Si	120	Orientação do Hidreto (F _n 40°)	< 0,45
Ti	50		
U	3,5		
W	100		

aço não se presta para esse tipo de reator dado a sua alta capacidade de absorver nêutrons térmicos contra baixa reatividade neutrônica disponível nos reatores de urânio natural e grafita.

A liga de magnésio, o Magnox, tem um história de desempenho já comprovado nos reatores britânicos refrigerados por CO_2 . Contudo, com a utilização do hélio como refrigerante, torna-se necessário um estudo cuidadoso sobre a compatibilidade dessa liga com esse refrigerante, na presença de radiação. Uma vantagem óbvia sob o ponto de vista de segurança do hélio sobre o CO_2 é o fato do hélio ser inerte, enquanto o Magnox pode queimar em atmosfera de CO_2 em temperaturas bastante elevadas.

O Zircaloy, é extensivamente utilizado nos LWR e HWR, onde o refrigerante é a água leve e pesada, respectivamente, e o combustível é óxido de urânio. Ainda, existem poucos estudos sobre compatibilidade dessa liga com o urânio metálico e o hélio. O Zircaloy absorve nêutrons, em média, duas vezes mais do que o Magnox mas, dado a sua superior resistência mecânica ele pode ser utilizado com uma espessura igual a metade do Magnox.

Enfim, a escolha final dependerá de um programa de pesquisa e desenvolvimento envolvendo por um lado o Magnox e hélio, e por outro Zircaloy, urânio natural e hélio.

Contudo, é mister observar que, apesar do Zircaloy possibilitar operar o encamisamento em maiores temperaturas do que o Magnox, o limite metalúrgico, que é a temperatura no centro do urânio metálico, impede um aumento significativo da temperatura do fluido refrigerante.

Além disso, um importante fator a favor do Magnox reside no fato que os processos metalúrgicos usados na sua fabricação é substancialmente mais simples que as técnicas envolvidas na fabricação do Zircaloy. Portanto, a sua fabricação no Brasil torna-se uma possibilidade viável. Tubos de Zircaloy são fabricados somente por um pequeno número de fabricantes no mundo.

3.7 – O Vaso de Pressão

Os problemas de soldagem de vasos de pressão de aço de paredes espessas no local da construção tendem a favorecer o uso de vasos de concreto protendido. Neste conceito, o vaso é constituído de concreto protendido com tendões axiais e circunferenciais e apresenta multicavidades internas revestidas com uma membrana de aço de alta integridade.

Este deverá ser de preferência de concreto protendido do tipo "tele-dial" em posição vertical. Esta preferência decorre dos seguintes fatos, além daqueles já citados anteriormente:

A Coordenadoria de Engenharia Nuclear do Instituto de Energia Atômica possui uma experiência inicial para o desenvolvimento do projeto de um vaso de pressão de concreto protendido. Presentemente, ela executa um programa de desenvolvimento de modelos reduzidos de vasos de pressão do tipo usado no GCFR de Demonstração da General Atomic, dentro de um antigo acordo entre o IEA e aquela organização. Três modelos do vaso real em escala 1/20 estão sendo construídos sob a supervisão da CEN para o projeto do vaso real. O IEA possui capacidade calculacional do projeto estrutural do vaso. Diversos programas de computação desenvolvidos no próprio IEA estão operando no Centro de Processamento de Dados do IEA.

O vaso de pressão para o reator em estudo deverá suportar uma pressão interna bastante inferior a do GCFR (provavelmente 1/4, em condições normais de operação) e portanto, será de uma tecnologia mais fácil e poderá servir como excelente exercício para a indústria de construção civil local na construção de vasos mais sofisticados. Portanto, o vaso desse reator teria características que serviriam como modelo-piloto dos reatores de alta temperatura, no futuro.

3.8 – Recarregamento de Combustível

O projeto do sistema de manuseio do combustível e o método de recarregamento influem não

mente no projeto do núcleo do reator, mas também na maneira em que ele será operado, e é bastante importante que os princípios que norteiam o projeto sejam bem claros. Essa grande influência requer que o sistema de recarregamento seja estudado ainda no primeiro estágio do projeto de um reator.

A reatividade de um reator de urânio natural, depois do equilíbrio do Xenônio-135, aumenta com a queima até um valor máximo, devido ao aparecimento do isótopo físsil do plutônio, e, então, o efeito do consumo do combustível e o predomínio de venenos de vida longa, provocam uma queda contínua a valores abaixo do nível inicial. Se, portanto, o reator for recarregado periodicamente em grandes zonas (batch refueling) deve-se introduzir absorvedores progressivamente no caroço para compensar o aumento de reatividade e depois removê-lo progressivamente conforme a queda da reatividade devida ao consumo de massa físsil. Além disso, para um dado valor inicial disponível de excesso de reatividade, a queima total do combustível será limitada pela queda da reatividade no decorrer da vida do combustível no reator. No caso de utilizar-se o esquema "batch loading" de recarregamento, a reatividade inicial é concentrada na região central que é a parte do núcleo do reator que rapidamente tem o seu combustível consumido. Se entretanto, o núcleo do reator pode ser recarregado continuamente, ao invés de intermitentemente, uma distribuição mais uniforme de níveis de queima através de todos os combustíveis no caroço pode ser alcançada e mantida. Nesse caso, a reatividade efetiva do núcleo dependente da irradiação, terá um valor relativamente alto para qualquer queima. Isto, aliado ao achatamento do fluxo, deve permitir a operação do reator com maiores potências, para um dado tamanho de caroço e uma taxa de queima máxima. Na prática, um compromisso entre esses fatores é adotado.

A distribuição desejada dos níveis de queima entre os elementos de combustível do reator deve ser obtida por operações judiciosas de recarregamento no começo da vida do reator; daí por diante, o recarregamento poderá proceder-se de uma maneira pré-determinada pelo ciclo de combustível escolhido e a reatividade efetiva deve assumir o seu valor de equilíbrio. O ajustamento do absorvedor no caroço deve, nesse caso, ser requerido somente para chegar-se a uma condição de equilíbrio. Definitivamente, existem vantagens econômicas na operação dos reatores em regime de recarregamento contínuo.

O recarregamento contínuo tem outra vantagem óbvia de que um elemento prematuramente falhado pode ser substituído sem necessidade de desligamento do reator. O remanejamento axial do combustível pode ser feito mesmo que não haja ocorrido defeito metalúrgico. O remanejamento do combustível entre canais de nível de fluxo diferentes na direção radial propicia a obtenção de uma distribuição inicial dos níveis de queima dos elementos, sem comprometer a integridade física da primeira carga. Por outro lado, torna-se possível realizar, sem desligar o reator, um esquema de recarregamento em que o combustível novo é colocado na periferia do caroço enquanto o combustível mais queimado, situado na região central do caroço cilíndrico, é retirado. Esse processo de aproximação contínua do combustível da periferia para o centro proporciona a diminuição do fator de pico radial de densidade de potência pelo "achatamento" do fluxo de nêutrons no sentido radial.

A máquina de recarregamento de elementos de combustível deve ser projetada de modo a possibilitar trocas por unidade de tempo em taxas maiores que o atendimento normal em ciclo de equilíbrio. Esta capacidade extra é necessária para atender eventuais necessidades por falhas de elementos e mesmo durante o período transitório do ciclo de combustível, nos primeiros anos de operação do reator, quando as necessidades de remanejamento são bem maiores.

3.8.1 – Operações de Carga e Descarga

De maneira simples, a função do sistema de recarregamento é de colocar o elemento de combustível na sua posição correta no núcleo do reator e removê-lo quando necessário.

A remoção de qualquer elemento em particular deve obedecer a um esquema de ciclo de combustível pré-escolhido, ou ocorrer ocasionalmente como consequência de uma falha metalúrgica ou

(*) Seção 4.1.8.

mecânica. O projeto do sistema de recarregamento não deve postular uma alta estabilidade dimensional do combustível o que pode não ocorrer durante longos períodos de irradiação. A habilidade do sistema de descarregar de maneira confiável um elemento falhado ou distorcido é uma condição do projeto.

3.8.2 – Arranjo dos Canais

Os canais de combustível, num núcleo de grafita, podem ser arranjos de duas maneiras diferentes: eles podem ser dispostos horizontalmente, ou verticalmente. Embora o processo de recarregamento tende a dominar o projeto do sistema, no sentido mecânico, a escolha está largamente condicionada por outros fatores tais como limitações externas de espaço ou preferências no método de suportar o núcleo (grafita) ou o combustível. Caso a preferência universal predominar, os canais serão dispostos no sentido vertical.

Existem duas possibilidades básicas de carga e descarga; (a) Diretamente passante, (i.e., o combustível entra por uma extremidade e sai por outra) no mesmo sentido do fluxo de refrigerante ou em sentido oposto; (b) Recarregamento por uma única extremidade (i.e., entrada e saída do combustível pela mesma extremidade dos canais), pela extremidade de entrada ou pela extremidade de saída do refrigerante. Uma vantagem inerente que pode ser mostrada no recarregamento pela extremidade de entrada do refrigerante é que o equipamento de recarga seria mantido principalmente, na região de temperaturas mais baixa. O recarregamento passante tem como atração teórica a possibilidade do canal ser progressivamente recarregado de uma extremidade de forma que o elemento de combustível passa a parte de sua vida inicial sob condições piores de temperatura e fluxo de nêutrons. Além disso todos os elementos de combustível podem ser descarregados do canal com queima constante controlando a velocidade de descarregamento de cada canal.

Para o recarregamento passante na direção do fluxo de refrigerante é necessário, entretanto, não somente propiciar acesso a uma das faces do caroço para carregamento mas, também prover um dispositivo no lado oposto de cada canal para impedir que o combustível seja ejetado ou sofra vibrações durante a descarga, o que é bastante complicado para um sistema altamente pressurizado. O recarregamento contra o fluxo é mais atraente para sistemas pressurizados porque não é necessário existir mecanismos muito complexos na extremidade de carregamento. É preciso fazer um estudo comparativo das vantagens e desvantagens para cada projeto em particular.

Para arranjos verticais de canais, é introduzido uma variável adicional que é a direção do fluxo de refrigerante. O recarregamento passante para os reatores verticais, entretanto, deve implicar em alto custo e não tem vantagens práticas exceto em condições anormais de falha. A escolha da direção do fluxo (de cima para baixo ou de baixo para cima) deve basear-se principalmente em considerações a parte do recarregamento, por exemplo, considerações de "layout", aspectos de segurança (proporcionados pela convecção natural do refrigerante) e as forças do gás nos elementos de combustível e na estrutura do caroço sob condições normais de operação.

Entretanto, deve ser notado que, enquanto a tendência de levitação do elemento de combustível cresce discretamente com a descarga no caso de fluxo de baixo para cima, o problema não existe para fluxos de cima para baixo. A gravidade, e não a direção do fluxo de refrigerante, é entretanto o fator dominante no recarregamento de reatores verticais e a escolha fica principalmente entre os dois modos de recarregamento por um único extremo.

Enfim, o arranjo predileto compõe-se de canais perfurados axialmente no sentido vertical, em blocos hexagonais de grafita. O elemento combustível de urânio, encamisado por um material metálico, é de forma cilíndrica e se encontra alinhado no centro de um canal. Na região anular que circunda o elemento de combustível, o gás hélio flue para retirar o calor produzido.

(*) Seção 3.4.1.

3.8.3 – Acesso ao Canal

Uma outra distinção a ser feita é o recarregamento de um canal individualmente, para o qual o acesso é feito diretamente para cada canal, de fora do reator, e o recarregamento de vários canais de uma só vez, para o qual o acesso é feito de forma a atender um grupo de canais, partindo-se de um canal único de acesso. Em cada caso, o acesso deve ser feito através de aberturas no vaso de pressão e blindagens.

O recarregamento de canais individuais tem muitas vantagens técnicas, entre as quais está a grande simplicidade de acesso aos canais, facilidade de medida da temperatura do combustível e ajuste do orifício ("Orificing") com o reator em marcha, e habilidade de manejar completamente o combustível de um canal com um dispositivo rígido ou semi-rígido, apesar de ser muito dispendioso em alguns casos. Afora o custo direto extra devido ao fato de se precisar ter aberturas adicionais, há as desvantagens de se criar problemas estruturais no vaso de pressão. O recarregamento multi-canais", por outro lado, tem sido usado para canais verticais para tornar possível o acesso a um grupo entre 16 a 80 canais para cada abertura. Este arranjo tem dado liberdade na escolha do espaçamento, permitindo que as aberturas sejam bastante espaçadas e coincidentes com as posições das barras de controle.

3.8.4 – Ejeção do Elemento de Combustível

Como foi mencionado, anteriormente, para os reatores verticais refrigerados por gás, considerações sobre a segurança desses reatores levam preferivelmente a escolha do sentido do refrigerante de baixo para cima. Dessa maneira, nos acidentes de perda de capacidade de bombeamento do gás, o sentido da convecção natural do refrigerante coincide com o sentido em operação normal, facilitando assim a refrigeração natural do caroço logo após a ocorrência do acidente. De outra forma, a refrigeração natural entrará em vigor somente após a reversão do sentido do refrigerante, hiato esse em que poderá ocorrer a fusão do combustível.

Para reatores com fluxo de baixo para cima, é necessário considerar cuidadosamente a questão da ejeção do elemento de combustível pela extremidade superior do caroço do reator. Supõe-se, inicialmente, para efeito de justificação do arranjo do canal de combustível, que não haverá ejeção durante o funcionamento normal do reator em plena potência total. Com a remoção progressiva dos elementos de combustível do canal com o reator em marcha a resistência ao fluxo do refrigerante será reduzida e a massa do fluxo aumentará. Para o caso de grandes números de canais com fluxo paralelo, o esvaziamento de um deles causará, portanto, uma queda total de pressão desprezível. Mas poderá aparecer condições onde apenas um número crítico de elementos permanecem no canal para o qual a força exercida pelo fluxo de refrigerante poderá causar a sua levitação. Isso provocará a ejeção desses elementos durante a descarga ou carga, situação que não pode ser admitida em hipótese alguma. Esse fenômeno pode ocorrer para qualquer componente do canal que não seja fixo ou que tenha que ser manuseado durante a marcha.

Dentre as diversas maneiras de evitar-se a ejeção nessas circunstâncias durante o recarregamento está por exemplo, a melhoria das características aerodinâmicas dos elementos combustíveis de forma que a força de arraste seja menor, um desvio do gás na parte crítica do canal, a variação do estrangulamento do canal durante o recarregamento, ou o uso de um estrangulador permanente em cada canal.

A melhoria das características aerodinâmicas, enquanto atrativa, é de um valor marginal pois é aplicável somente quando o número crítico de elementos sujeitos à ejeção for igual a um, ou pode ser reduzido a um. Assumindo que a secção geométrica do elemento deve ser fixada pelos requisitos de desempenho do reator, então, o único ajustamento que pode ser feito deve depender de outros parâmetros.

Se um número crítico de elementos ocupa apenas uma pequena fração do comprimento do canal, o gás pode ser desviado dessa porção de forma a diminuir a força de arraste enquanto o restante

(*) Figure 3.14.

do canal estiver vazio. A redução da refrigeração nesse ponto é bastante importante desde que esteja localizado no extremo de entrada do gás onde a temperatura está bastante abaixo do máximo do canal. Na sua forma mais simples, o desvio deve consistir de não mais que um alargamento local do canal. Quando usado em conjunto, com recarregamento pelo topo, isso deve ser também necessário para evitar levitação quando da passagem do elemento pela parte superior do canal.

A variação do orifício ("Orifficing") durante o recarregamento de um canal em particular pode ser feita de várias formas. A mais simples é tomar o fluxo de todos os canais através do tubo de carregamento de forma a aumentar o fator de fricção efetivo do canal. Isto deve ser projetado de maneira a permitir um pequeno aumento, mas aceitável, na temperatura do combustível, enquanto limita suficientemente a massa de fluxos sob condição de canal parcialmente vazio. Outros métodos de controle temporais do fluxo do canal, em particular a passagem de todo o fluxo do canal através da máquina de recarregamento ou alguns circuitos externos temporariamente conectados, teoricamente possível. Essa solução não tem, entretanto, segurança inerente. Falha no circuito externo pode levar imediatamente a um sobreaquecimento muito sério e tal sistema deve ser evitado.

Finalmente, o uso de um estrangulador de fluxo, permanente, em cada canal parece ser a melhor opção. Esse estrangulador reduz a taxa de resistência do fluxo do canal cheio e vazio e, portanto, dá um aumento menor do fluxo de gás para o canal vazio. Infelizmente, isto deve ser pago pelo acréscimo da potência do circulador causado pelo aumento da queda de pressão o que resulta em menor eficiência do sistema.

3.8.5 – Mecanismos de Carga e Descarga

Mecanismo Principal: a parte principal do equipamento de carga e descarga é a máquina, ou máquinas, que são conectadas ao vaso do reator para inserir e retirar os elementos de combustível do núcleo. Elas são formadas basicamente por um vaso de pressão blindado contendo o equipamento de acesso a cada canal e manuseio dos elementos de combustível, e que pode ser conectado a cada tubo de recarregamento. A pressão interna pode variar desde a de operação, sob potência total, até a atmosférica mas em temperaturas reduzidas. Uma sobre-tensão do circuito de pressão do reator deve ser evitada quando o reator tem que ser desligado e despressurizado com a máquina conectada.

Há consideráveis vantagens potenciais em recarregar um reator vertical por baixo, entre as quais estão a facilidade de se conseguir uma alta taxa de recarregamento com uma única máquina carregando e descarregando completamente os canais ao mesmo tempo, evitando-se tensões entre os elementos durante a operação de carga e descarga. Contra essas vantagens aparecem os grandes custos de engenharia civil, tendo em mente que os mecanismos de acionamento das barras de controle e outros componentes devem permanecer no topo. O acesso à face inferior de recarregamento é difícil e ainda existe a impossibilidade de usar a ponte rolante. Uma maior complexidade mecânica é também introduzida pois a operação deve ser conduzida em oposição à gravidade.

Por outro lado, o recarregamento pelo topo permite escolhas mais livres no projeto.

A Figura 3.13 é um exemplo de uma máquina de recarregamento utilizada nos reatores GCR britânicos⁽²¹⁾.

A Figura 3.14 mostra como a máquina de recarregamento atinge o combustível para removê-lo⁽²¹⁾.

Todas as máquinas de recarregamento e auxiliares devem ser adequadamente seladas para evitar vazamento excessivo de gás ativo sob condições de pressão, e deve-se ter ventilação em todos os espaços de trabalho para evitar formação excessiva de concentração de qualquer gás proveniente do reator e que pode vazar e ser espalhado acidentalmente, durante o recarregamento.

Em cada caso deve existir um dispositivo de acesso direto de manejo de forma que seqüências

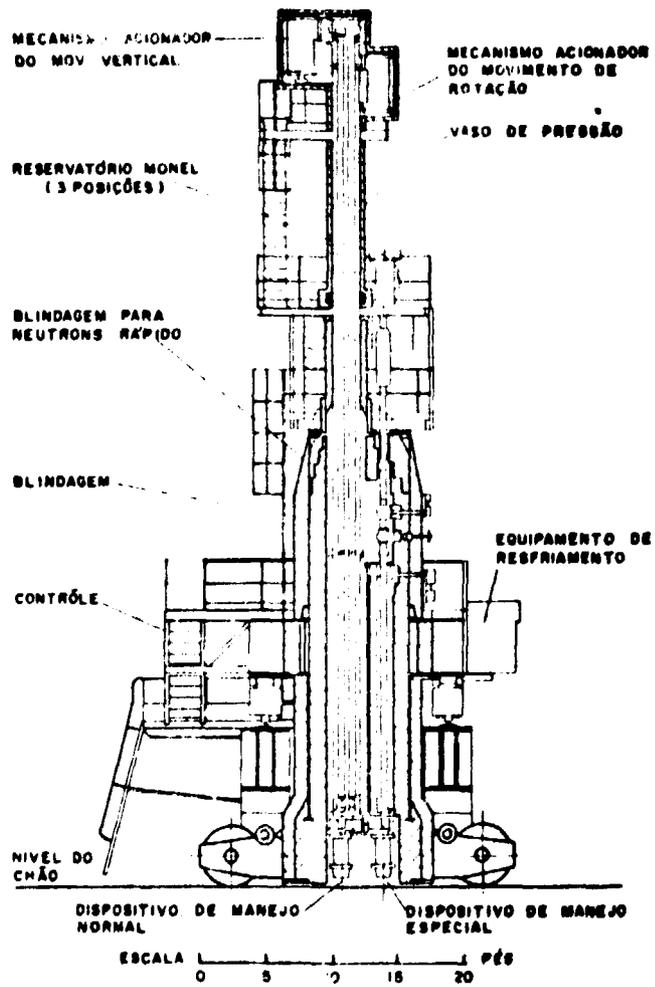


Figura 3.13 - Máquina de Recarregamento

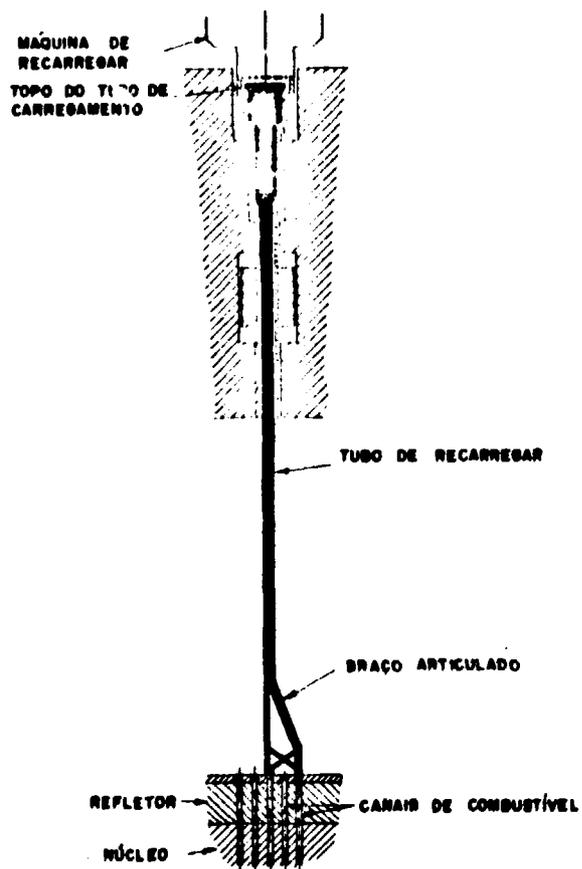


Figura 3.14 -- Seção Mostrando o Tubo de Recarregamento

importantes de operação possam ser completadas no caso de falha do acionador principal ou do suprimento elétrico. Deve-se projetar meios de se ver o interior da máquina através de um circuito fechado de T.V.

3.9 – Método de Orificiamento ("Orifficing")

Um outro fator que deve ser considerado antes da escolha do arranjo básico de recarregamento é o método de orificiamento dos canais de refrigeração através de restritores de vazão. A necessidade de fornecer o fluxo de massa requerido, apropriadamente, para cada canal provém do fato de que o fluxo de nêutrons e portanto a densidade de potência varia de região para região. idealmente, é desejável que se possa ajustar o orificiamento de cada canal com o reator em marcha; isto entretanto, provavelmente, necessitará da medida da temperatura do combustível ou da temperatura de saída do gás, ou ambas, em cada extremidade dos canais, nos casos onde o acesso não é fácil. Existem casos em que o método geralmente mais satisfatório é o de empregar restritores removíveis de aberturas fixas (ou ajustáveis somente no início de cada ciclo²¹) os quais são colocados nos canais de maneira que eles possam ser substituídos ou removidos para ajustes adicionais (Figura 3.11) em casos de necessidade.

Para evitar riscos inadvertidos de erros de cálculo do fluxo do refrigerante em cada canal para uma dada potência, é preferível não reajustar o orificiamento durante o recarregamento rotineiro. Este princípio é difícil de ser obedecido para recarregamento passante mas, pode ser possível para recarregamento por uma única extremidade, posicionando-se os restritores de fluxo nas extremidades contrárias a do acesso para o recarregamento.

A perda de pressão através dos restritores varia com o grau de estrangulamento e aumenta em valor para qualquer estrangulamento particular durante a remoção do combustível no processo de recarregamento em marcha. É necessário verificar as forças resultantes no restritor de modo que não seja ejetado quando o canal estiver vazio. O orificiamento auto-ajustável usado para manter constante a temperatura de saída do refrigerante em cada canal tem sido propostos; esses tipos não devem ser usados a menos que sua confiabilidade na regulação do fluxo seja bastante grande.

3.10 – Outras Considerações

É um princípio geralmente aceito de que o elemento de combustível deve estar sob completo controle em todos os estágios de manuseio, e que movimentos livres sob ação da gravidade devem ser evitados em operações de rotina. Na verdade, particularmente para reatores verticais a engenharia de sistemas deve minimizar a probabilidade de queda acidental do elemento de combustível. Infelizmente, a eliminação completa destes riscos não pode ser garantida. É entretanto necessário providenciar dispositivos para absorver o choque no fundo do canal de combustível ou em qualquer outra parte para evitar danos irreversíveis em algumas partes do reator, e ao próprio elemento de combustível com consequência de superaquecimento ou contaminação (Figura 3.11)⁽²¹⁾.

Um outro princípio é de que a refrigeração do canal em recarregamento e dos canais adjacentes não deve ser posta em perigo pelo equipamento de manuseio do combustível. O canal que está sendo recarregado é melhor refrigerado pelo fluxo normal dos circuladores do reator. Desta maneira, não haverá riscos de superaquecimento do canal.

Para reatores grandes, pode ser econômico ter instrumentação de temperatura em cada canal. Para recarregamento com reator em marcha, entretanto, é desejável que se tenha uma indicação de que o canal tenha sido satisfatoriamente recarregado e está sendo operado dentro de limites aceitáveis de temperatura. Algumas dessas indicações podem ser obtidas pela monitoração do canal particular, continuamente durante a operação de recarregamento por um dos instrumentos normais de detecção de súbitos aumentos de radioatividade que devem estar relacionados com falhas de encamisamento, como

⁽²¹⁾ Vide Seção 4.5.7.3.

resultado de um superaquecimento. Além disso, é desejável monitorar a temperatura de saída do gás, no caso de não existir instrumentos permanentes, por meio de instrumentos temporários como parte do equipamento de manuseio de combustível.

É necessário, também, considerar em detalhe as mudanças de temperaturas no elemento de combustível como resultado do recarregamento em marcha. A medida que cada elemento de combustível é inserido no caroço, a temperatura da carnisa e do combustível flutuará no entorno de um valor que depende do método básico de recarregamento e varia também de um elemento de combustível para outro, conforme sua posição no núcleo do reator. Estas variações e as tensões existentes devem ser examinadas e a necessidade de pré-aquecimento do combustível antes de ser inserido deve ser considerada. Por outro lado, devem ser minimizadas as variações cíclicas de temperatura.

Finalmente, é necessário levar em conta que o recarregamento com o reator em marcha é uma operação bastante relacionada com o controle do reator. A operação de recarregamento, pode ter, como conseqüência, mudanças locais de reatividade, e flutuações consideráveis na medida da temperatura de alguns locais. Isto leva também a uma possível necessidade de suprimir algumas das medidas de temperatura do combustível ou do gás conectado ao sistema de controle automático do circuito de desligamento do reator.

Deve haver, entretanto, boa comunicação entre o controle do manuseio do combustível e a sala de controle do reator.

3.11 – Barras de Controle

Um reator pode ser mantido crítico em uma extensa faixa de níveis de potência, desde alguns Watts até muitos MegaWatts, sendo o limite superior somente dependente das temperaturas limites dos componentes. Após atingir a criticalidade em baixa potência, um aumento no nível de potência é obtido, por ajuste das condições para tornar o fator de multiplicação, K_{eff} , levemente maior que a unidade. Esse controle da reatividade tem sido obtido em reatores refrigerados por gás pelo movimento de materiais absorvedores de nêutrons dentro do caroço. Se o refletor tem uma influência bastante grande na economia de nêutrons, o movimento do absorvedor no refletor é suficiente para controlar o reator.

A quantidade total de reatividade das barras de controle deve ser suficiente para permitir ao reator atingir a criticalidade, a partir de uma condição de desligação, e permanecer crítico após mudanças de temperaturas, aparecimento de Xe-135 e consumo de material físsil. A Tabela III.7 fornece a ordem das reatividades a serem controladas pelas barras de controle em um reator refrigerado por gás.

Tabela III.7

Reatividades para Serem Controladas pelas Barras de
Controle (em $\Delta K/K\%$) para Casos Típicos

Efeito da Temperatura do Urânio	1 – 1,5
Efeito da Temperatura do Moderador	2 – 2,5
Envenenamento pelo Xenônio	2 – 3
TOTAL	5 – 7

Na determinação da reatividade a ser controlada pela barra, não é suficiente incorporar uma quantidade igual de absorvedor dada pela lista acima, um adicional de pelo menos 1% deve ser feito para assegurar desligamento e, durante o estágio de projeto, uma reserva de 1% é necessário para compensar eventuais erros nos cálculos celulares e no cálculo da efetividade da barra de controle.

Se o combustível do reator é projetado para uma vida longa dentro do reator, a redução do K_{eff} do reator pela queima do combustível, deve ser compensada pela remoção adicional de um absorvedor que pode ser o conjunto de barras de controle, ou alguma outra forma de absorvedor. A solução ideal é incorporar ao núcleo uma quantidade exatamente suficiente de materiais absorvedores de alta seção de choque para ser queimado com uma taxa igual àquela necessária para compensar as variações de reatividade. Esse absorvedor deve estar bem espalhado no núcleo para produzir uma taxa lenta de perda de reatividade, quase uniforme. A perda da efetividade dos absorvedores pode ser desprezível inicialmente e deve cair rapidamente no fim de sua vida ativa conforme ilustra a Figura 3.15⁽²¹⁾.

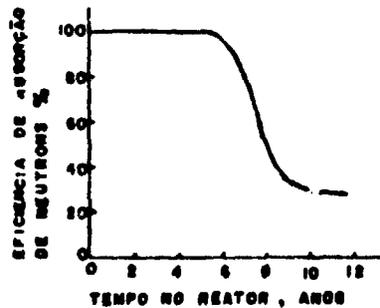


Figura 3.15 - Perda de Eficiência da Barra de Controle com a Irradiação

Os valores de reatividade para o Xe-135 da Tabela III.7 (2 - 2,5%) é o valor de equilíbrio, obtido quando o reator estiver operando em uma potência estável. Um aumento desse valor acontece nos dois primeiros dias (Figura 3.16)⁽²¹⁾, quando a potência for diminuída por um período. Aliás, o valor da reatividade negativa de envenenamento pelo Xenônio aumentará nas primeiras horas por causa da formação do Xe-135 produzido pelo decaimento do Iodo-135 antes formado, conforme ilustra a Figura 3.17⁽²¹⁾.



Figura 3.16 - Concentração do Xe-135 depois do Ligamento

(*) Vide Seção 3.11.1.

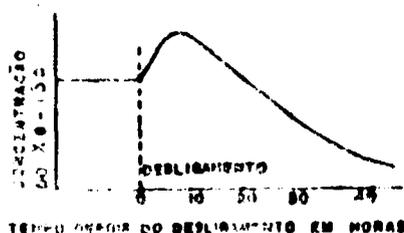


Figura 3.17 – Concentração do Xe-135 depois do Desligamento

Se o reator é suposto operar com grandes variações de carga, devem ser tomadas medidas para compensar a formação do Xe-135 dispondo-se de uma reserva extra de reatividade para controlar esse fato. Num reator de potência típico, o aumento é da ordem de 1/2 – 3/4% e o pico é atingido depois de 7 a 10 hs. O problema do aparecimento do Xe se torna muito mais sério com o aumento do nível de potência porque o pico de reatividade negativa após o desligamento é proporcional ao nível de potência.

3.11.1 – Efetividade das Barras de Controle

A inserção de material absorvedor no caroço do reator provoca uma depressão local no fluxo que se torna mais acentuada quanto maior a efetividade do absorvedor. A depressão do fluxo de nêutrons causa uma perda de potência local e se o absorvedor for movido para baixo e para cima, continuamente, aparece uma oscilação na temperatura do elemento de combustível nos canais adjacentes.

A queda de potência deve ser da ordem de 50% nos canais adjacentes e absorvedores "negros" (dá-se o nome de absorvedor "negro", caso a fração de nêutrons que consegue atravessá-lo seja desprezível) de grandes dimensões. Para uma mesma queda de reatividade, a perda total de potência pode ser menor se for usado um grande número de absorvedores menores, mesmo que esses absorvedores sejam introduzidos nos canais de combustível.

Se as barras de controle são usadas somente para controle de temperatura e efeito de envenenamento, elas estarão praticamente fora do caroço durante a operação normal. É, portanto, vantajoso manter o número de barras de controle em um mínimo. Uma barra de aço de 7,6 cm de diâmetro não é considerada "negra" mas a adição de 0,1% de boro pode torná-la "negra". Os nêutrons seriam quase todos absorvidos dentro de 0,6 cm da superfície. A quantidade de nêutrons não absorvidos cai exponencialmente com a espessura do absorvedor.

3.11.2 – Funções das Barras de Controle

Em um reator refrigerado por gás, as barras de controle têm um grande número de funções. Elas controlam o nível de potência na qual o reator está trabalhando, podem ser usadas para achatamento do fluxo e para funções de segurança.

A potência máxima do reator pode ser substancialmente aumentada pelo achatamento da distribuição do fluxo, permitindo que um maior número de canais opere a uma taxa de queima próximas à potência de pico. Esse achatamento pode ser conseguido pela inserção de barras de material absorvedor, ou barras de controle, na região central do reator.

Se, sob condições de acidente, a temperatura do combustível aumentar acima dos limites aceitáveis (por exemplo, com a perda do refrigerante), uma grande quantidade de reatividade negativa

deve ser inserida rapidamente. As barras de controle formam a maior fonte dessa reatividade negativa que pode entrar em ação rapidamente. É comum, entretanto, projetar os mecanismos das barras de controle de forma que uma inserção rápida possa ser efetuada se o circuito de segurança indicar uma falha. Nos reatores refrigerados por gás é necessário que as barras sejam inseridas até a metade dentro do núcleo, em 2 ou 3 segundos, para suprimir transientes que provocam uma alta taxa de mudança de potência. Essa alta velocidade de inserção faz decrescer a potência do reator rapidamente. A velocidade de queda de potência depende somente dos neutrons atrasados, e o combustível deve ser resfriado a uma taxa de vários graus por segundo. Uma taxa de resfriamento tão alta, pode danificar o encamisamento após um certo número de ciclos térmicos. Para condições de falhas menos severas, um desligamento mais lento do reator, com barras acionadas lentamente pode reduzir a taxa de queda da temperatura a uma fração de graus por segundo.

As barras requerem uma folga substancial no canal no qual elas estão trabalhando para assegurar absolutamente, que não haverá dificuldades à sua penetração no núcleo. É muito difícil demonstrar, entretanto, que as barras nunca falharão na sua penetração, particularmente nos casos de distorção do núcleo quando ocorra falha do vaso de pressão.

Para propósitos operacionais, as barras de controle são divididas em vários grupos:

1 – Barras de Segurança – Essas barras controlam 1 – 2% em reatividade que é suficiente para desligar o reator. Essas barras são as primeiras a serem retiradas depois de um desligamento temporário e são mantidas fora do caroço durante o período em que o reator estiver desligado, para garantir a segurança durante uma eventual criticidade acidental.

2 – Barras de Controle Grosseiro: – A maioria das barras existentes no reator são desse tipo; são usadas durante a partida do reator para produzir criticidade e, depois, para elevar a potência a níveis estáveis. Nesse ponto, as barras de controle fino começam a atuar automaticamente ou manualmente.

3 – Barras de Controle Fino: – São em número bastante pequeno e são espalhadas uniformemente dentro do reator. Elas têm a função de produzir pequenas variações de reatividade sem mudar o formato axial do fluxo como o faz o movimento das barras de controle grosseiro.

4 – Barras para Controle de Instabilidade: – São pequenos grupos de barras em cada zona que são usadas para manter condições uniformes de fluxo provocadas, por exemplo, pelas oscilações do Xenônio.

5 – Barras de Achatamento do Fluxo: – O absorvedor é usado para reduzir o fluxo no centro do reator de forma que, ao invés da forma radial do fluxo seguir uma distribuição de Bessel de ordem zero atingindo um máximo no centro, ele é mantido constante na direção central. O limite de potência que se pode tirar de um reator é estabelecido pela temperatura no canal de maior densidade de potência. Com o achatamento, muitos canais podem ser submetidos a essas condições aumentando, portanto, a potência total.

Quando uma barra de controle é introduzida no caroço, a reatividade absorvida não cresce linearmente com a profundidade de inserção porque a efetividade da barra é proporcional ao quadrado do fluxo neutrônico. O incremento de reatividade pode ser aproximado suficientemente para o propósito de cálculos de controle por uma lei de seno ao quadrado. É evidente que essa aproximação não é muito válida no fim do percurso.

A posição radial de uma barra no caroço afeta grandemente a relação entre a penetração e a reatividade.

A inserção do conjunto todo apresenta um efeito muito menos simétrico (Figura 3.18) por causa da grande distorção provocada no fluxo axial. Inserção da metade de uma barra deve absorver apenas 25 – 35% da absorção total.

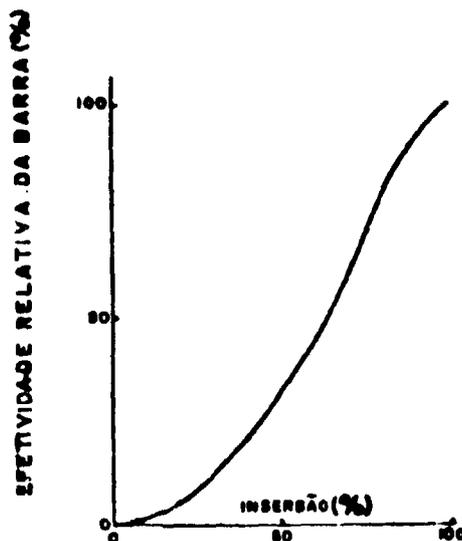


Figura 3.18 – Efeito da Inserção da Barra de Controle

3.12 – Componentes e Equipamentos

Existe atualmente, uma infra-estrutura industrial no País que pode atuar na fabricação dos componentes desse reator. Principalmente com a importação das fábricas de componentes de reatores previstos no Acordo Brasil-Alemanha, e a potencial motivação provocada pela existência de um mercado definido para fabricação de componentes e equipamentos secundários, tornam viável a afirmativa de que um alto nível (da ordem de 95% do custo total) de participação nacional poderá ser alcançada.

Citaremos alguns exemplos de como poderiam ser resolvidos alguns dos problemas de fabricação de componentes desta usina experimental.

- a) O isolante térmico que reveste a membrana necessário para proteger o concreto contra os danos provocados pelas temperaturas altas, possuem características técnicas semelhantes aos utilizados em fornos de alta temperatura e são constituídas de lãs de cerâmica (Kao-wool) ou de placas de cerâmica especial. No Brasil duas firmas, a Babcock-Wilcox e a Carborundum, têm possibilidade de serem fornecedores potenciais desse material.
- b) Para o sistema de controle e instrumentação, o Departamento de Engenharia de Eletricidade da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, através da Função para o Desenvolvimento da Tecnologia e do Laboratório de Sistemas Digitais, possui experiência de fabricação de protótipos comerciais de computadores digitais de capacidade e qualidade adequada para utilização nesse reator.

O grupo de Sistemas Digitais em conjunto com o Grupo de Controle do mesmo Laboratório possuem capacidade de detalhamento de projeto e fabricação do sistema de controle e instrumentação necessários a esse reator. As especificações do sistema e o seu pré-projeto poderia ser feito pelo grupo de controle e instrumentação de reatores nucleares da Coordenadoria de Engenharia Nuclear do IEA.

- c) Para os Circuitadores de Hélio, a indústria aeronáutica do País, notadamente o programa de desenvolvimento de motores de avião do Instituto de Pesquisa e Desenvolvimento do

Centro Técnico Aeroespacial em São José dos Campos, apresenta níveis de tecnologia potencialmente compatíveis com a sofisticação desses circuladores, com a introdução no Brasil da tecnologia de aviões de propulsão à jato. As turbinas de propulsão à jato possuem algumas características de similaridade com os modernos circuladores de hélio. A Aerojet, nos EUA, assim como a General Atomic, antiga divisão da General Dynamic, uma das principais fabricantes de aviões à jato, fabricam os circuladores de hélio dos reatores HTGR americanos.

- d) Para os Geradores de Vapor, Condensadores e Trocadores de Calor, existem condições de fabricá-los no Brasil. A indústria pesada nacional de caldeiraria deverá alcançar níveis de garantia e controle da qualidade requeridos para a fabricação de componentes nucleares, em futuro próximo. A Brown Boveri do Brasil, atualmente fabrica com "know-how" nacional, geradores de até 50 MWe operando em 3.600 RPM.

O potencial de participação nacional na fabricação dos componentes de interligação entre os sistemas principais, por exemplo, dutos, tubulações, válvulas, pequenos trocadores de calor, condensadores e bombas, já é substancial e deverá aumentar consideravelmente com a formação de "Joint Venture" entre as companhias locais e estrangeiras na fabricação de equipamentos similares para as centrais nucleares comerciais.

3.13 – O Prédio de Contenção

A função do prédio de contenção é conter os produtos de fissão no evento de um acidente de grandes proporções e armazená-los até o decaimento necessário para possibilitar o acesso interno para efetuar a descontaminação. (Veja Figura 5.1). A resistência do sistema de contenção é definida pelo Máximo Acidente Crível, M.A.C. que possa ocorrer no reator. A estrutura de contenção deve estar capacitada a manter sua integridade física num caso de M.A.C. e possibilitar um máximo vazamento de 0,1%/dia do volume total interno.

3.14 – O Ciclo de Vapor

A temperatura do refrigerante que retorna para o reator, é estabelecida principalmente por considerações resultantes do tipo de ciclo de vapor empregado no sistema secundário da usina experimental movida pelo reator.

Um ciclo de vapor pode ser definido como um sistema que compreende a geração de vapor de água de pressão relativamente alta, a subsequente expansão desse vapor em um turbina, onde a energia térmica é convertida em energia mecânica, e a condensação do vapor úmido de baixa pressão na saída da turbina; finalmente, a água de baixa pressão vindo do condensador é pressurizada por uma bomba antes de entrar de volta no trocador de calor. O vapor é produzido no gerador de vapor no qual o gás quente que deixa o reator é resfriado. Modificando o arranjo das superfícies de transferência de calor, uma larga faixa de pressões de saturação e temperatura de vapor super-aquecido de saída pode ser obtida, para uma dada temperatura de entrada e de saída do gás no trocador de calor. Portanto, as temperaturas de entrada e saída do refrigerante no reator dependerão de uma otimização entre os parâmetros do ciclo de vapor e do projeto do núcleo. Essa otimização deve ser feita em bases técnicas e econômicas.

3.14.1 – Escolha do Ciclo de Vapor

A pressão alcançada pelo vapor depende sensivelmente da temperatura de saída do gás do gerador de vapor. Altas pressões estão associadas a altas temperaturas e a essas altas temperaturas estão associadas a altas potências de bombeamento. No ciclo dual*, a temperatura do gás que deixa o gerador

* Apêndice 7.2.

de alta pressão pode ser muito maior que aquela tolerada com base no consumo de potência dos circuladores. Dessa maneira, uma quantidade substancial de vapor pode ser produzida a 4 ou 5 vezes a pressão obtida por outros ciclos. Portanto, as vantagens do ciclo dual são imediatamente constatadas. Essas vantagens começam a diminuir com o aumento da temperatura do gás. As razões principais para isso são: com o aumento da temperatura do gás na saída do reator, a temperatura ótima de entrada sobe também. Isso significa que uma pressão maior pode ser obtida com um ciclo simples e portanto pode-se economizar pela simplicidade do trocador de calor. O ciclo com reaquecimento é preferível porque torna-se possível obter vapor de alta temperatura em baixa pressão.

3.15 – Resumo das Primeiras Decisões

As conclusões aqui tiradas não têm caráter definitivo por ser o resultado de uma primeira análise feita com base nos objetivos mais gerais do projeto do sistema como um todo.

- a) Potência: 110 MWt para produzir aproximadamente 30 MWe. As razões principais dessa escolha é devido ao fato da existência no mercado nacional de turbo-geradores de potência máxima dessa ordem e também essa é uma potência aproximadamente igual aquela usada em outros países em protótipos de reatores. Outro importante fator, é o custo da usina cujos investimentos de capital total foi estimado em 2 bilhões de cruzeiros incluindo-se os gastos em pesquisas e desenvolvimento.
- b) Material combustível: Urânio natural metálico. A razão principal é a necessidade de enriquecimento, a relativa facilidade de fabricação do urânio metálico no IEA, e o decisivo fator: neutrônico, a saber, maior valor da constante de multiplicação comparado ao caso de óxido de urânio.
- c) Forma geométrica do elemento de combustível: Barras cilíndricas colocadas no centro dos canais de refrigeração dos blocos de grafita. Esta escolha baseia-se principalmente na maior economia de nêutrons e facilidade de fabricação, tanto dos blocos de grafita como dos elementos de combustível.
- d) Refrigerante: He sob alta pressão. As razões principais dessa escolha são as propriedades térmicas do He e o fato de que o He é usado nos reatores de alta temperatura que é o desenvolvimento natural dos reatores refrigerados por gás.
- e) Encamisamento: Magnox. As razões dessa escolha baseiam-se nas possibilidades tecnológicas de fabricação nacional propriedades coerentes como os outros materiais e principalmente com a baixa absorção de nêutrons. Alguma pesquisa e desenvolvimento serão necessários para a definição final.
- f) Moderador: Grafita empilhada em blocos de formato hexagonal formando um carço cilíndrico. As razões principais dessa escolha é a potencial capacidade tecnológica nacional e o baixo custo comparado a outros moderadores para reatores de urânio natural.
- g) Vaso de Pressão de Concreto Protendido, tipo "tele dial", em posição vertical. Esta escolha se baseia principalmente na acessibilidade da tecnologia, comparada com a tecnologia dos vasos de aço, e no fato de que esse vaso servirá também de protótipo para vasos semelhantes dos futuros reatores de alta temperatura, bem como nos aspectos positivos de segurança desse tipo de vaso.
- h) Recarregamento: Parcial, com o reator parado, através da face superior. O combustível novo entra nas regiões da periferia do reator onde o fluxo é mais baixo e é remanejado para regiões mais internas em cada ciclo correspondente a 450 dias até sair pelo centro com queima uniforme depois de 1950 dias, de 3.200 MWD/Ton. A escolha, nesse caso, tem caráter tentativo uma vez que seria necessário um extensivo estudo comparativo de manejo de combustível para fundamentar esta escolha.

- i) Orifício: Regulagem permanente para cada ciclo de recarregamento para diminuir os riscos de falha ou erros de cálculo para uma dada potência.
- j) Barras de Controle: O material absorvedor seria o Boro e as barras seriam inseridas de cima para baixo. Elas seriam usadas para controle, segurança, e achatamento de fluxo de nêutrons.
- k) O Ciclo de Vapor: Escolheu-se o ciclo dual porque na faixa de pressão e temperatura desse projeto é o que mais se adapta, apresentando melhor rendimento com menores potenciais de bombeamento do gás.
- l) O Prédio de Contenção: De concreto armado com membrana de aço estanque interno envolvendo o vaso de pressão e as áreas de recarregamento e manuseio do combustível novo e queimado.

4 – CÁLCULO DOS PARÂMETROS DO REATOR

4.1 – Cálculos Neutrônicos Celulares

Nos cálculos celulares foi utilizado o programa de computação HAMMER[®] que adota a aproximação de Wigner-Seitz que consiste em substituir a forma da célula unitária por uma célula cilíndrica de mesma área, com reflexão isotrópica na periferia. Neste modelo o reator é considerado como uma repetição infinita dessa célula.

Os cálculos aqui realizados servem para confirmar a viabilidade dos parâmetros escolhidos nas primeiras decisões e também de fixar valores detalhados de certos parâmetros nucleares específicos de maior importância.

A Figura 4.1 mostra a célula unitária com as regiões. Na região 1 se situa o combustível, na região 2 uma mistura do encamisamento diluído no vácuo e na região 3, o moderador. Para efeito de cálculos, a concentração do material do encamisamento (Mg) está diluída na região 2. Isto é permitido uma vez que o nêutron não distingue a linha divisória entre o canal (considerado vácuo) e o encamisamento.

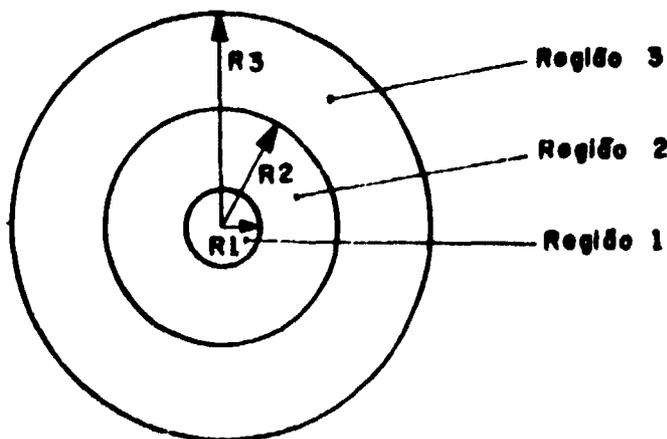


Figura 4.1 – Regiões da Célula Equivalente

(*) Apêndice 7.1.1.

4.1.1 – Formato do Combustível

Os aspectos importantes da geometria do combustível são aqueles referentes à influência que esta tem sobre os parâmetros nucleares e termohidráulicos do sistema e a tecnologia de fabricação empregada nesses componentes.

As geometrias de maior interesse são: Cilíndrica, maciça e cilíndrica anular com e sem grafita no centro.

Foi feito um estudo da influência da geometria no valor do K_{∞} (Constante de multiplicação para reator infinito) variando o raio da célula unitária para cada um dos seguintes casos.

- a) Barra cilíndrica maciça de diâmetro 1 pol.*
- b) Barra cilíndrica anular de diâmetros 0,6 pol. e 1,2 pol.
- c) Barra cilíndrica anular com grafita na região central, de diâmetros: 0,6 pol. e 1,2 pol.

Os resultados calculados são mostrados na Figura 4.3 onde observa-se que o 1º e 2º caso têm K_{∞} máximo aproximadamente iguais, ao passo que o 3º caso, i.é., com grafita na região central, tem K_{∞} bem menor.

A pequena diferença entre o 1º e o 2º caso deve-se à compensação entre os efeitos de ressonância e o fator de utilização térmica^(14,21).

O aumento da absorção de ressonância é devido ao aumento de $\sqrt{S/M}$ onde S é a superfície externa e M a massa do combustível e o aumento de utilização térmica é devido ao aumento da área lateral exposta aos nêutrons térmicos. Esses dois fatores são os principais parâmetros envolvidos na variação da geometria do combustível.

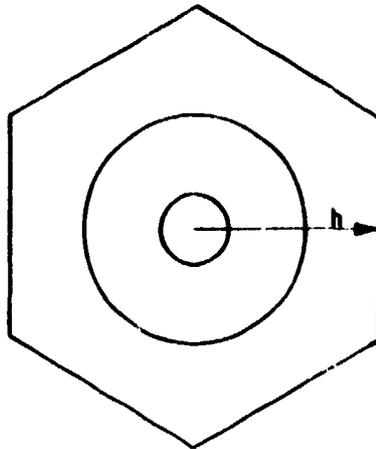
A pronunciada diferença nos valores dos dois primeiros casos em comparação com o último deve-se principalmente, ao fato de que a introdução de carbono no interior do combustível acentua a moderação causando maior captura de nêutrons epitérmicos no ^{238}U . Esse efeito é bastante importante porque aumenta a integral de ressonância em 15% o que não é compensado pelo aumento do fator de utilização térmica.

Observando-se a diferença nas densidades homogêneas do U-natural, verifica-se que para o formato anular há uma economia de 7% de U-natural, supondo-se a invariável densidade de potência de 0,5 W/cc para as diferentes geometrias. Mas, por simplicidade de fabricação, vamos adotar a barra cilíndrica maciça para os primeiros cálculos. Posteriormente deverá ser feito um estudo de otimização mais aprofundado.

4.1.2 – Formato da Rede

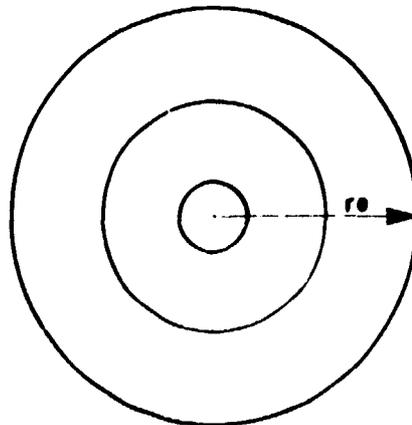
A escolha do formato da rede deve ser baseado em considerações estruturais, térmicas e de fabricação. Deve-se permitir a acomodação das distorções causadas por efeitos térmicos e de irradiação. A estrutura deve suportar as tensões devido ao peso da própria grafita e as solicitações dinâmicas do refrigerante, em condições normais e de acidente. O "pitch" (distância entre os centros de duas células vizinhas) desse arranjo, os diâmetros do canal e do combustível devem ser tal que a razão C/U (Número de átomos de carbono por número de átomos de U-235) resulta no maior K_{∞} para o sistema.

(*) Usaremos a unidade britânica de comprimento por simplicidade nas comparações com outros reatores. Pedimos desculpas aos aficionados do sistema métrico.



Célula hexagonal

$$r_e = 1,05 h$$



Célula cilíndrica equivalente

Figura 4.2 – Célula Equivalente de Wigner Seitz

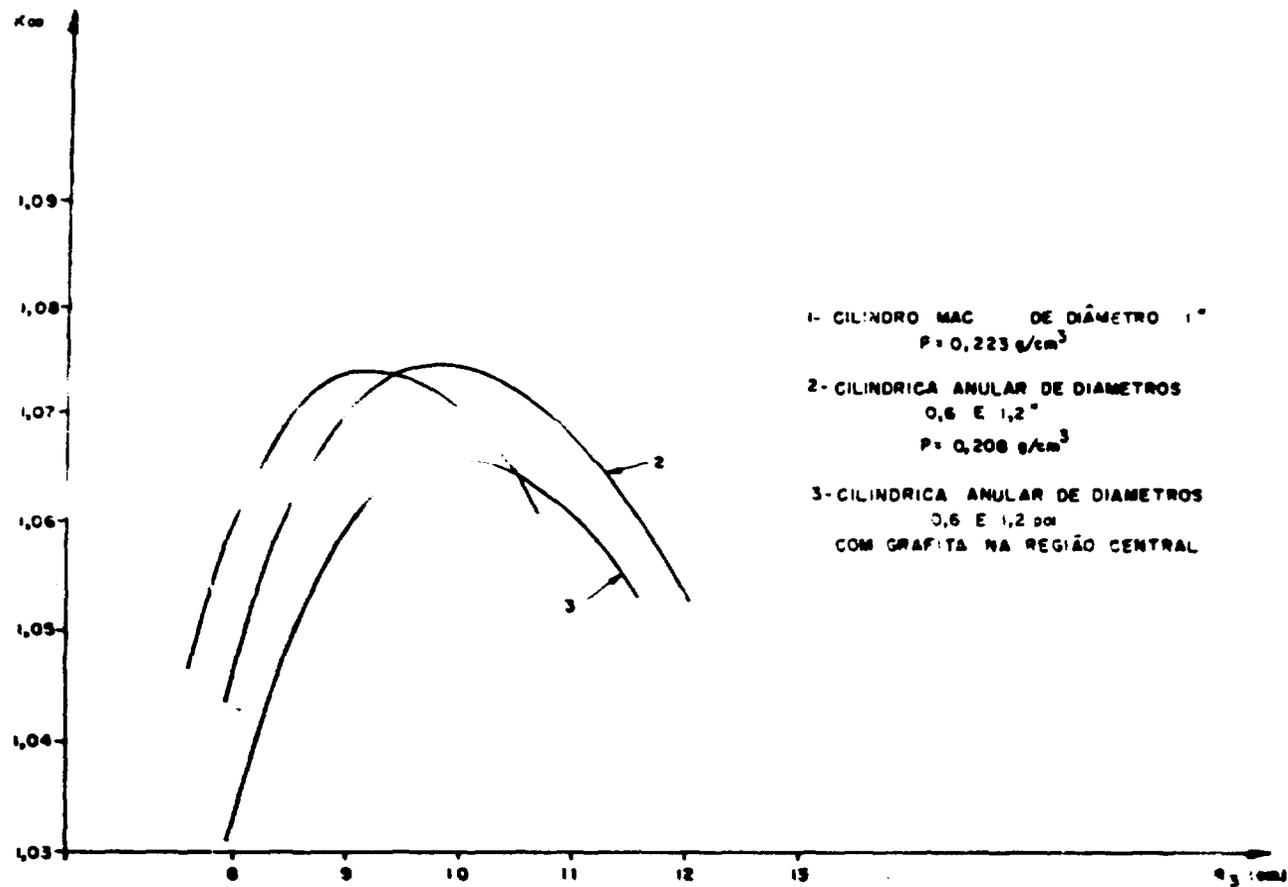


Figura 4.3 - K_{∞} em Função do Raio Externo (R_3) da Célula Unitária (P é a Densidade Homogênea do U Natural)

Foi escolhida a forma externa hexagonal (Figura 4.4) dos blocos de grafita com um único furo central para o canal de refrigeração e o elemento de combustível concêntrico.

4.1.3 – Otimização da Razão C/U

A Figura 4.5 mostra os resultados das variações Koo em função da razão C/U para a temperatura do combustível igual a 500°C, do encamisamento igual a 400°C e do moderador igual a 350°C e diâmetros do combustível de 0,8, 1,0 e 1,2 pol.

A Figura 4.6 mostra a variação do Koo com o valor do "pitch" para os mesmos diâmetros acima adotados. Desta maneira, determinou-se o valor do "pitch" e da razão C/U que dão o maior valor de Koo para o arranjo de blocos de grafita já mencionados.

O Koo aumenta com o raio do combustível, porém de 0,8 pol para 1,2 pol a variação não é maior que 5%.

Analisando essas duas figuras, concluímos que a relação C/U que resulta no maior vapor de Koo é cerca de 17.400.

4.1.4 – Otimização do Diâmetro do Combustível

Como pode ser notado na Figura 4.6, a variação do diâmetro do combustível entre 0,8 in, 1,0 in e 1,2 in não provoca grandes variações no Koo e foi adotado como melhor valor, em uma primeira aproximação, o combustível cilíndrico maciço de 1 pol. de diâmetro, o que está bastante concordante com os valores comumente utilizados nos reatores de urânio metálico natural e grafita (Veja Tabela II.1).

4.1.5 – Otimização Neutrônica do Diâmetro do Canal

Mantendo-se constante o diâmetro do combustível e igual a 1,2 pol. verificou-se a variação do Koo em função da razão C/U para dois diâmetros do canal, a saber, 2,2 pol. e 4,0 pol (Figura 4.8).

Foi feito também o cálculo do fluxo térmico nas vizinhanças da barra de combustível (Figura 4.7). A depressão do fluxo é mais acentuada para o canal de 2,2 pol., provocando em consequência menor utilização do combustível. Porém a diferença no Koo é menor que 0,5%, o que é desprezível.

Portanto, a otimização do canal deve ser feita principalmente com base nos parâmetros de fabricação, termohidráulico e estrutural, desde que, como vimos, essas dimensões não afetam muito os parâmetros neutrônicos.

O diâmetro do canal pode ser aumentado para que seja diminuída a perda de carga, mas, para que a razão carbono/urânio seja mantida é preciso que se aumente o "pitch" o que resultaria numa diminuição de número de elementos de combustível ou num aumento de tamanho do reator para uma dada potência. Há portanto um diâmetro do canal ótimo para um balanço entre esses dois fatores, a saber, a perda de carga e o "pitch".

Escolhemos para os nossos cálculos um diâmetro do canal de 4 pol. com base nos valores comumente utilizados (Ver Tabela III.1), aqui também para facilidade de comparação de resultados com o projeto de reatores semelhantes.

4.1.6 – Efeito da Temperatura no Koo

Foram feitos os cálculos da influência da temperatura do combustível, do encamisamento e do

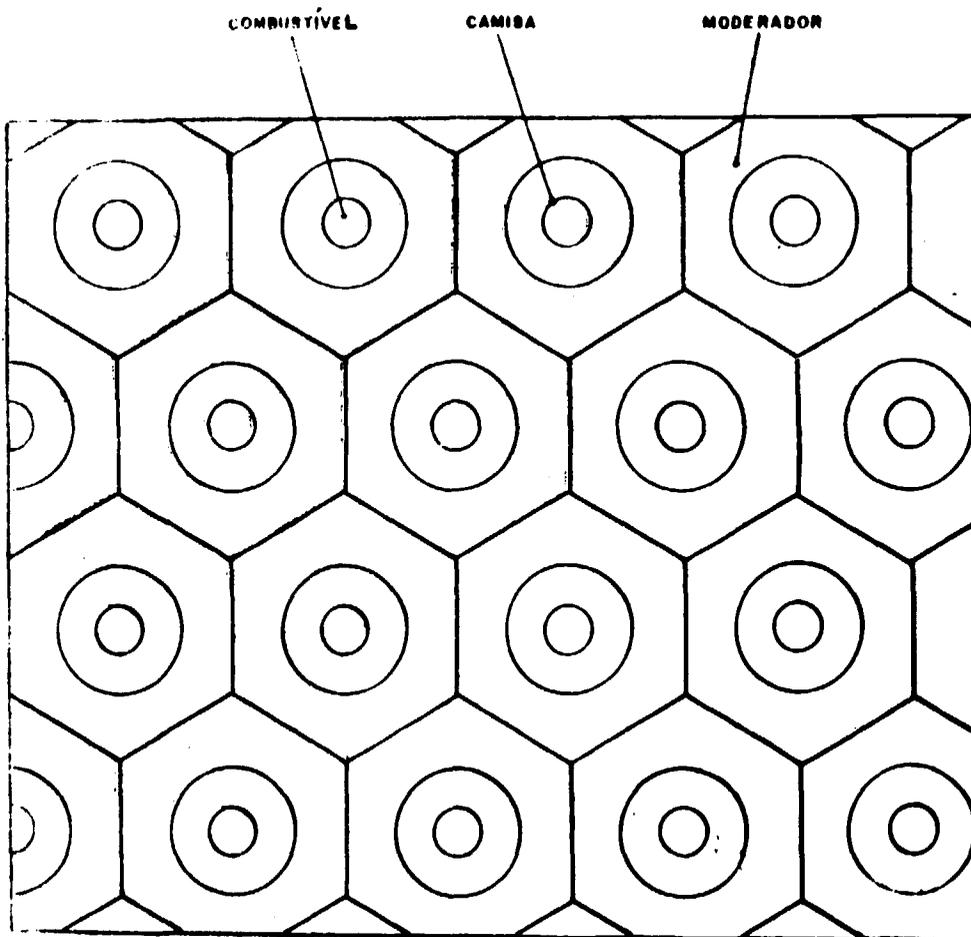


Figura 4.4 Arranjo Hexagonal dos Blocos de Grafita

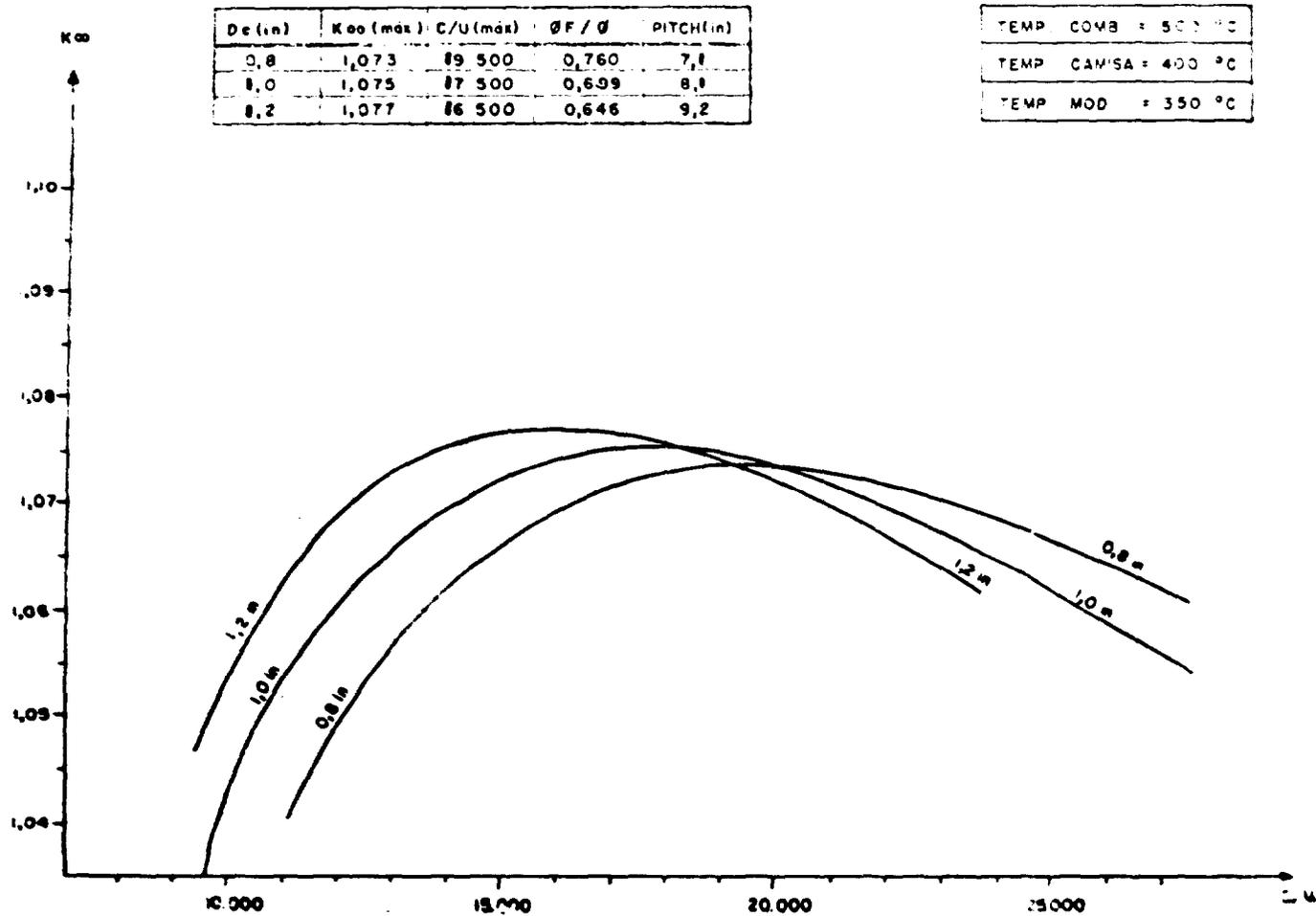


Figura 4.5 - Variação do K_{ao} com a Razão C/U

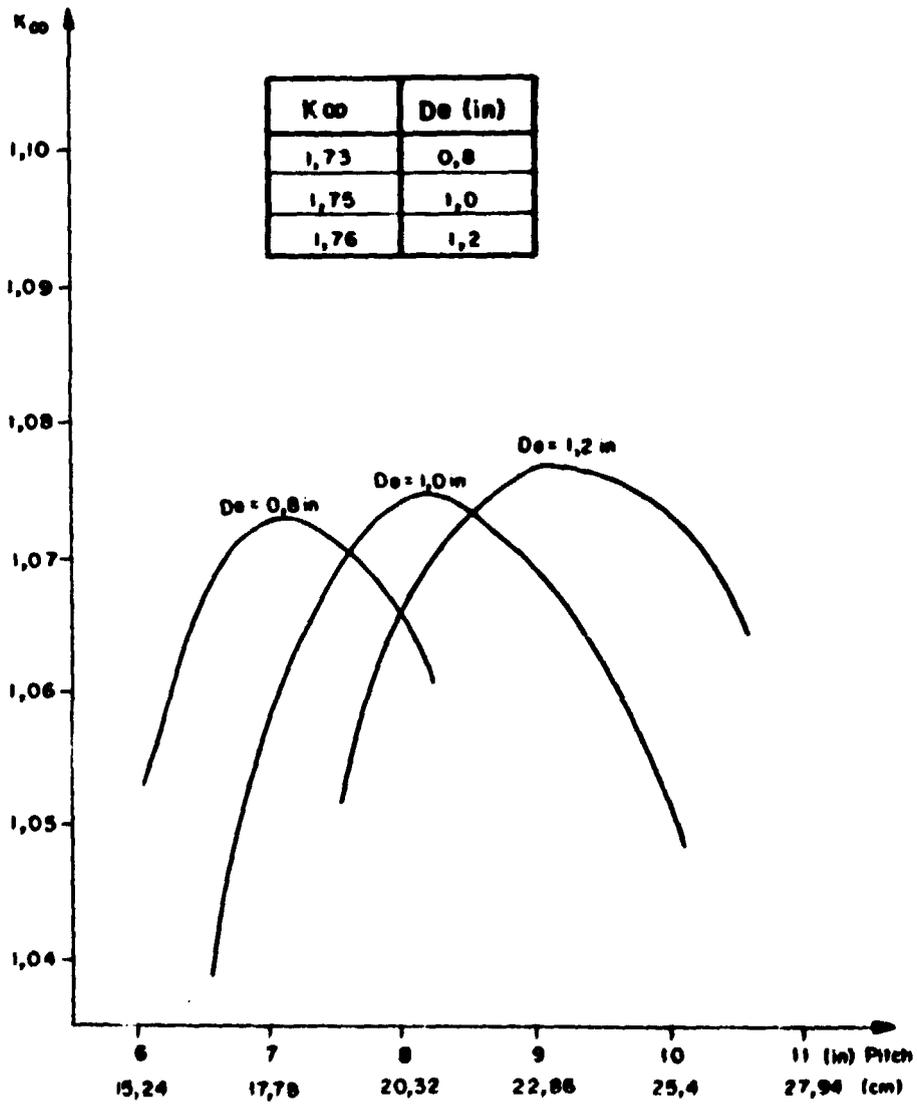


Figura 4.6 - Variação do K_{oo} com o Pitch

1º CASO R1 = 1,2 R2 = 4,0			2º CASO R1 = 1,2 R2 = 2,2		
R3 (in)	c/u	k00	R3 (in)	c/u	k00
8,5	9360	1,0524	7,8	9920	1,0519
9,0	11500	1,0659	8,4	11640	1,0656
9,5	13150	1,0745	9,0	13500	1,0735
10,0	14870	1,0792	9,6	15500	1,0767
10,6	16700	1,0809	10,2	17600	1,0762
11,0	18600	1,0798	10,8	19800	1,0725
11,5	20600	1,0768	11,4	22200	1,0664

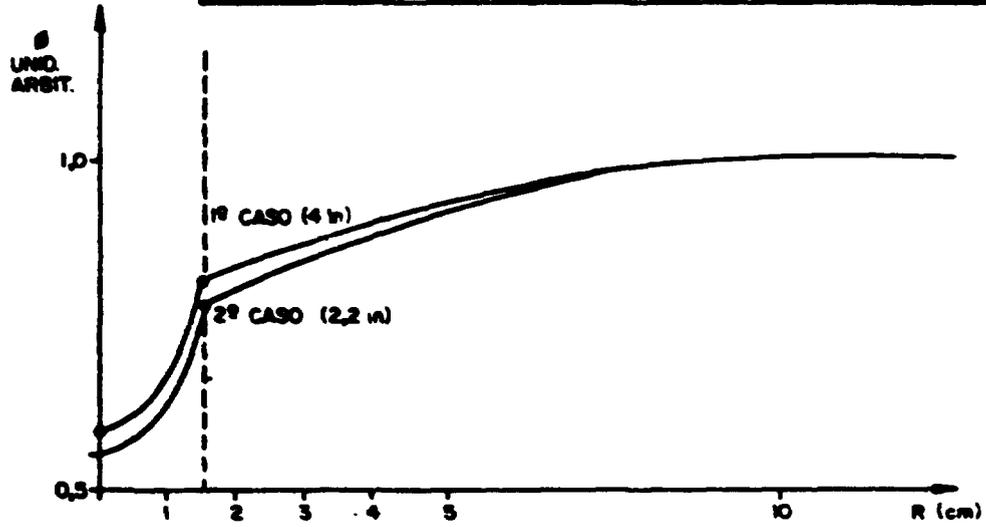


Figura 4.7 – Distribuição de Fluxo na Célula para Canais de Diâmetros Diferentes

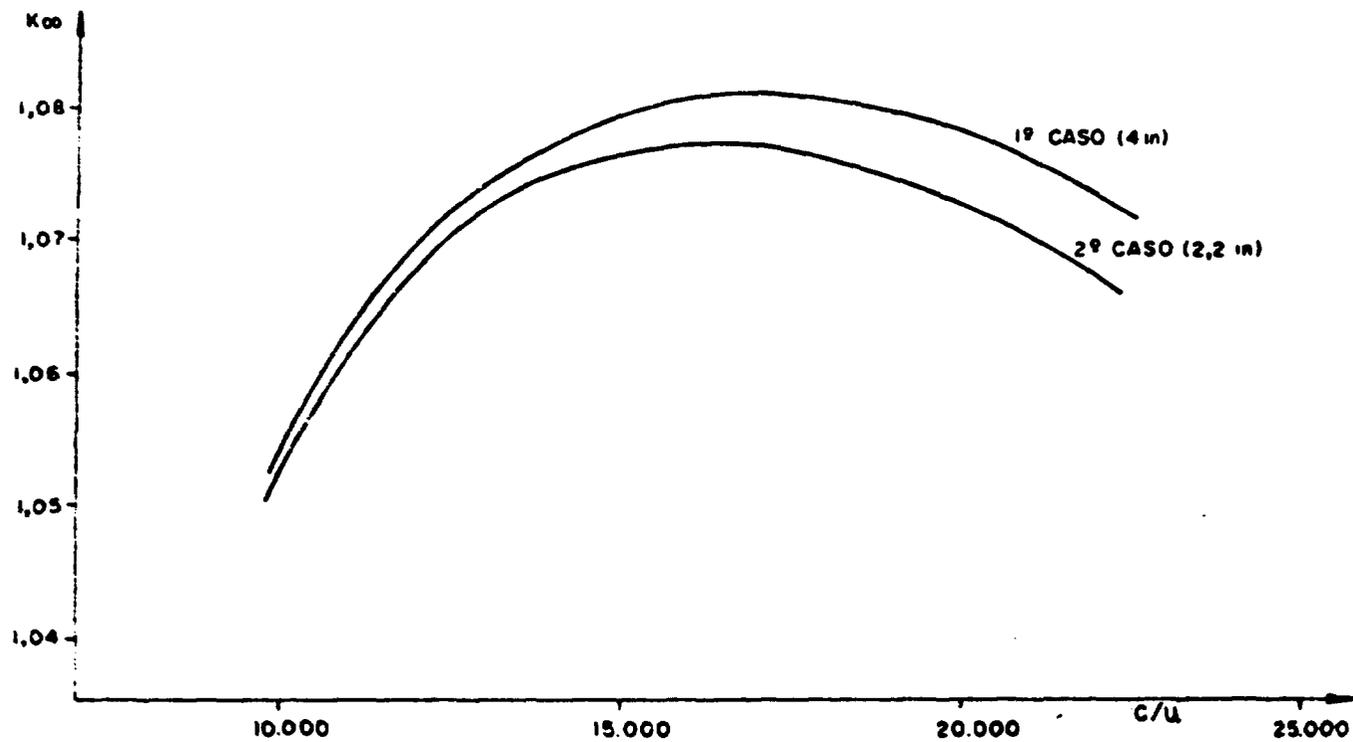


Figure 4.8 - Variação do K_{oo} com a Razão C/U para Canais de Diâmetros Diferentes

moderador no Koo. Os cálculos foram feitos utilizando-se o programa HAMMER e variando a temperatura para a célula unitária. A Tabela IV.1 mostra os resultados obtidos.

Tabela IV.1
Influência das Temperaturas no Koo

Temp. °C								
Caso	comb.	Enc	mod.	Koo	RI(U-238)	RI(U-235)	V_1 (comb)	
1	500	400	350	1,074	9,31	192,35	1,710	
2	400	400	350	1,075	9,21	192,35	1,710	
3	20	400	350	1,080	8,72	192,35	1,710	
4	20	20	350	1,080	8,72	192,35	1,710	
5	20	20	20	1,092	8,72	182,35	1,288	
$R_1 = 0,5$ in		-		$R_2 = 1,0$ in		-		$R_3 = 4,25$ in
$C/U = 17.400$								

A queda de reatividade com o aumento da temperatura para os casos 1 e 5 deve-se principalmente a dois fatores: a integral de ressonância do U-238 e o espectro de nêutrons térmicos, que depende somente da temperatura do moderador.

Para os casos 1 e 3, a queda de reatividade é de 0,006 quando se passa de 20°C para 500°C no combustível e nos casos 4 e 5 a queda de reatividade é de 0,014 para o aumento da temperatura do moderador de 20°C para 350°C.

Considerando-se os casos 3 e 4, conclui-se que o efeito da temperatura do encamisamento é desprezível.

A queda de reatividade total entre 20°C e a temperatura de operação é de 0,018 como se pode ver nos casos 1 e 5.

No caso da variação da reatividade ocasionada pelo aumento da temperatura do moderador só foi levado em conta a mudança de temperatura dos nêutrons térmicos e não a expansão volumétrica da grafita.

A integral de ressonância do U-235 mantém-se constante, igual a 192,35b, para qualquer temperatura porque a sua concentração é baixa e não deve sofrer influência de auto-blindagem.

O coeficiente de temperatura do combustível entre 400°C e 500°C é de aproximadamente $10^{-5}/^{\circ}\text{C}$.

Conclui-se que, a queda de reatividade com a temperatura é de 70% devido a temperatura do moderador e 30% devido a temperatura do combustível.

4.1.7 – Efeitos das Impurezas

Essa análise é importante na escolha dos materiais e processos de fabricação dos componentes do núcleo do reator, principalmente do moderador.

Foram efetuados cálculos apenas para o B e Cd contidos como impurezas na grafita.

Convencionou-se denominar grafita nuclearmente pura aquela que contém aproximadamente 0,05 ppm de B e 0,1 ppm de Cd⁽¹⁸⁾.

O Boro natural é constituído de 19,7% (em massa) de B e o restante de ¹¹B que por sua baixa secção de choque é praticamente desprezível. A secção de choque de absorção do ¹⁰B é igual a 3.840 b (em 2.200 m/seg) e do Cd é de 2.450 b (em 2.200 m/seg).

Os cálculos celulares efetuados com a HAMMER mostraram que a absorção de nêutrons pelos núclídeos ¹⁰B e Cd (impurezas) corresponde a menos de 0,5% do total dos nêutrons produzidos no reator quando a pureza da grafita é de grau nuclear.

Analisando as Figuras 4.9 e 4.10, nota-se que a concentração dessas impurezas da grafita pode ser até 5 vezes maior que a nuclearmente pura sem comprometer o K₀₀ necessário para operar o reator.

A queima dessas impurezas pode ser estimada pela equação:

$$N = N_0 e^{-\sigma\phi t}, \text{ onde } \phi = 1,3 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$$

Tanto para o ¹⁰B como para o Cd, $\sigma\phi$ é aproximadamente 0,0035 dias⁻¹. Portanto, conclui-se que em 300 dias de operação, o veneno (impureza) cairá para 40% do valor inicial.

4.1.8 – Efeitos da Queima

Com a irradiação, há o aparecimento dos seguintes fenômenos que afetam o funcionamento do reator:

- a) Aumento inicial da temperatura;
- b) Aparecimento do Xe e do Sm;
- c) Queima das impurezas de B e Cd;
- d) Produção de Pu-239, Pu-240, Pu-241, etc. com o desaparecimento correspondente do U-238;
- e) Queima do U-235;
- f) Decréscimo da eficiência da barra de controle.

Os cálculos aqui realizados foram feitos utilizando-se o HAMMER na opção zero dimensional sem considerar o recarregamento.

Observando-se a Figura 4.11 verifica-se que o K_{ef} aumenta com a irradiação, até aproximadamente os 1.000 primeiros dias, para depois diminuir. Esse aumento é devido à produção de Pu-239 conforme mostrado na Figura 4.12 e também devido à queima dos venenos B-10 e Cd conforme mencionado na Secção 4.17.

A soma da concentração de U-235 e Pu-239, conforme a Figura 4.11 diminui sempre, porém, o efeito do Pu-239 na produção de nêutrons por núcleo fissionado é aproximadamente 1,8 do U-235. O efeito do Pu-239 no aumento do K₀₀ não é visível na Figura 4.12.

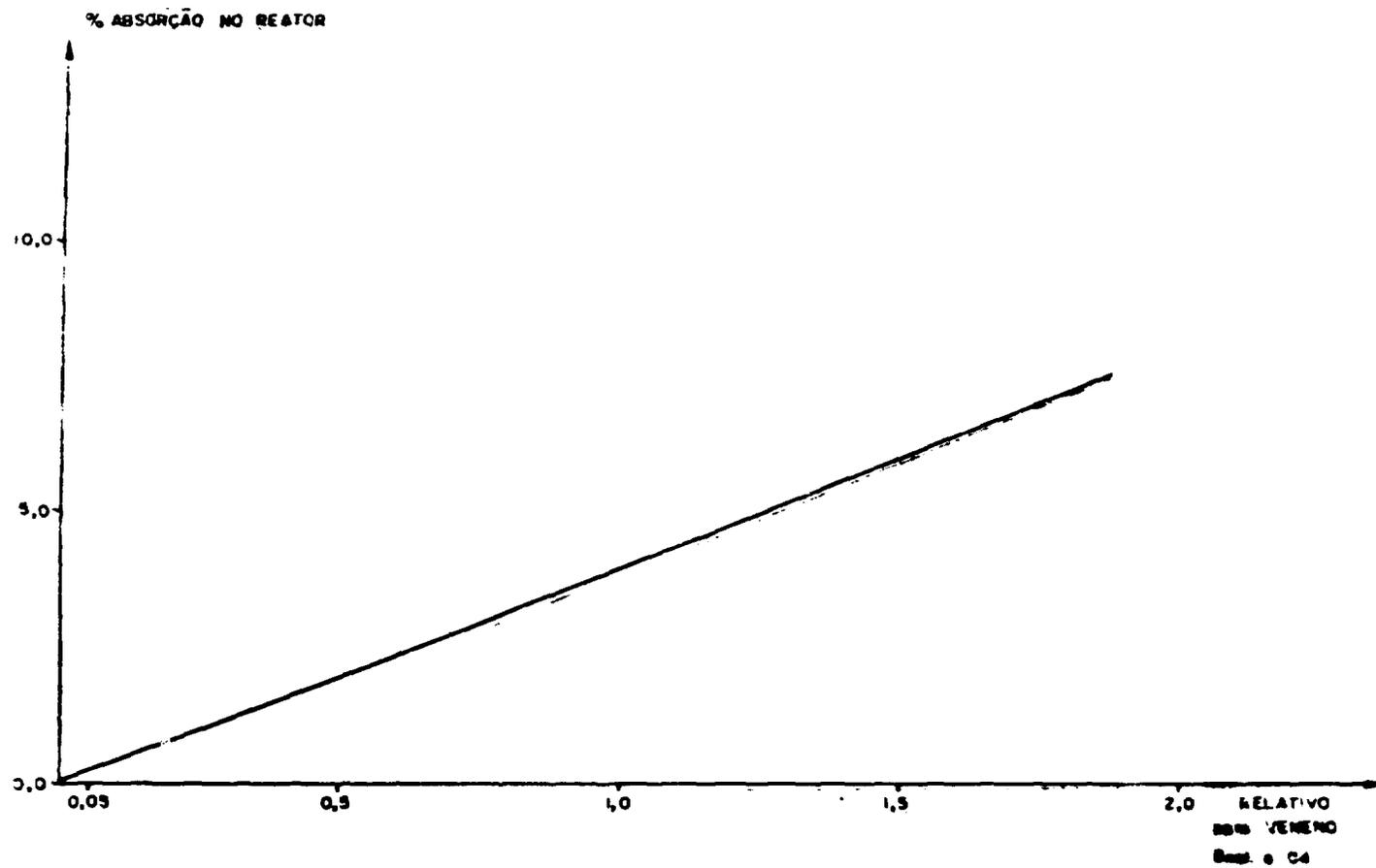


Figura 4.9 - Porcentagem de Nêutrons Absorvidos pelo Veneno em Função da Variação da Concentração no Reator

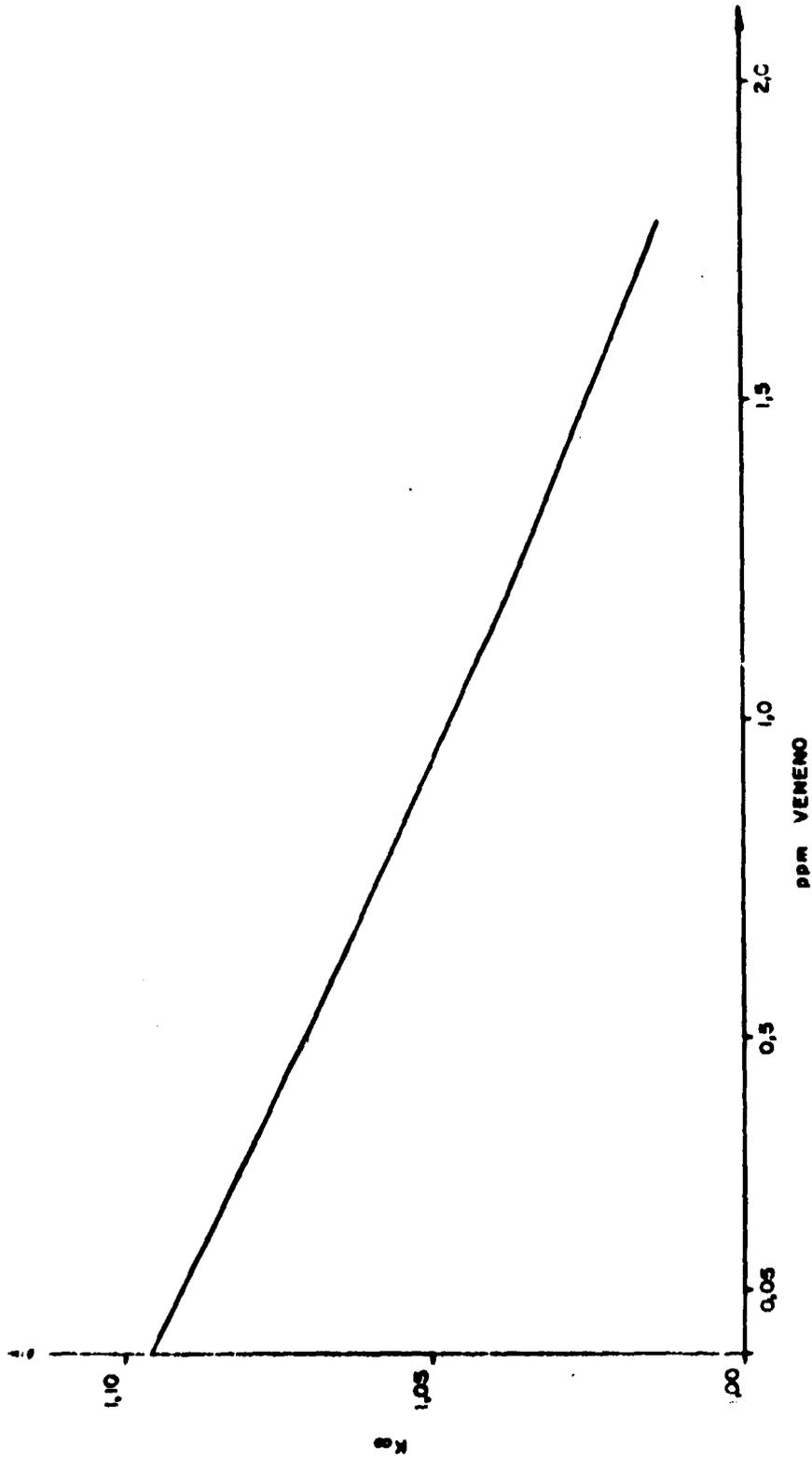


Figura 4.10 - K_s em Função da Variação da Concentração de Veneno no Reator

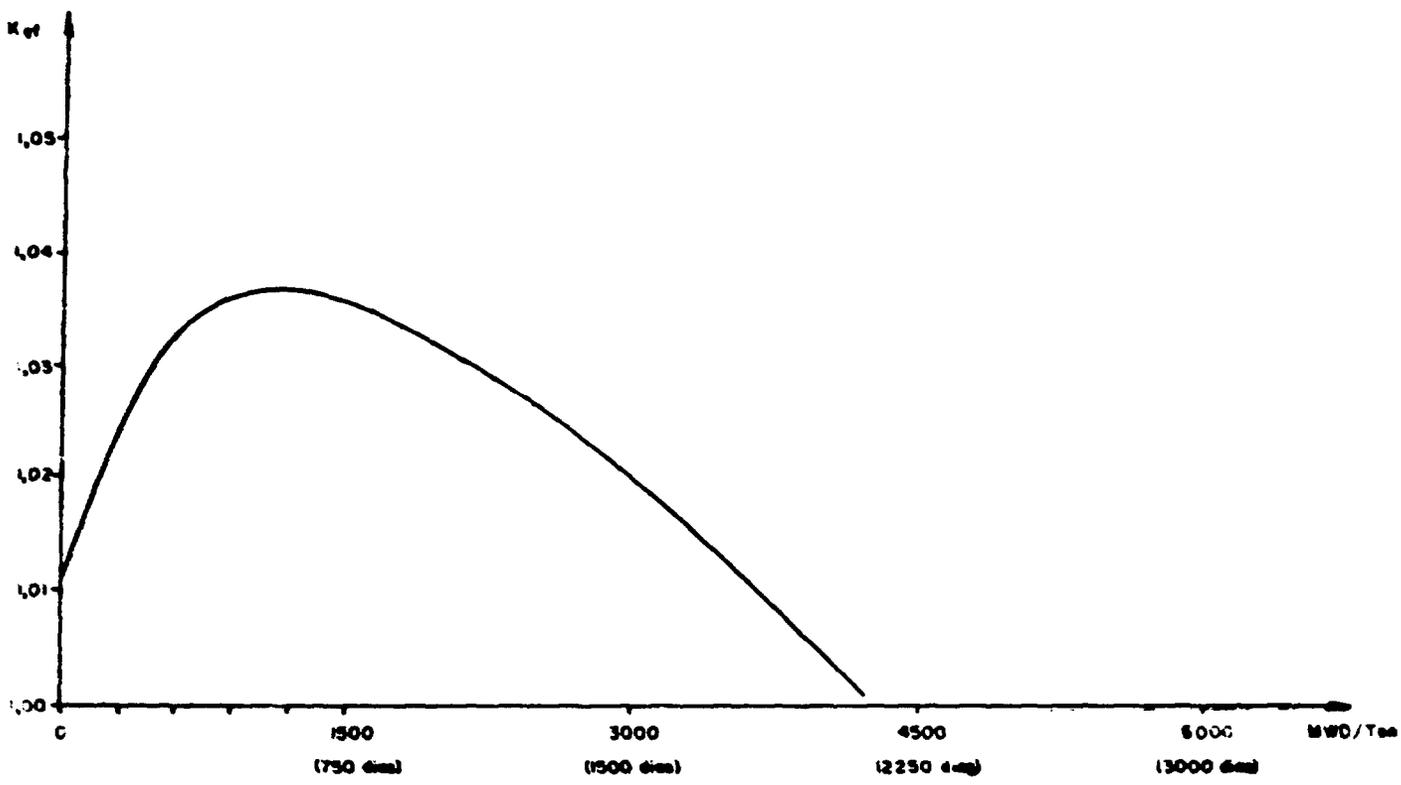


Figura 4.11 – K_{eff} em Função da Irradiação (sem Recarregamento de Combustível)

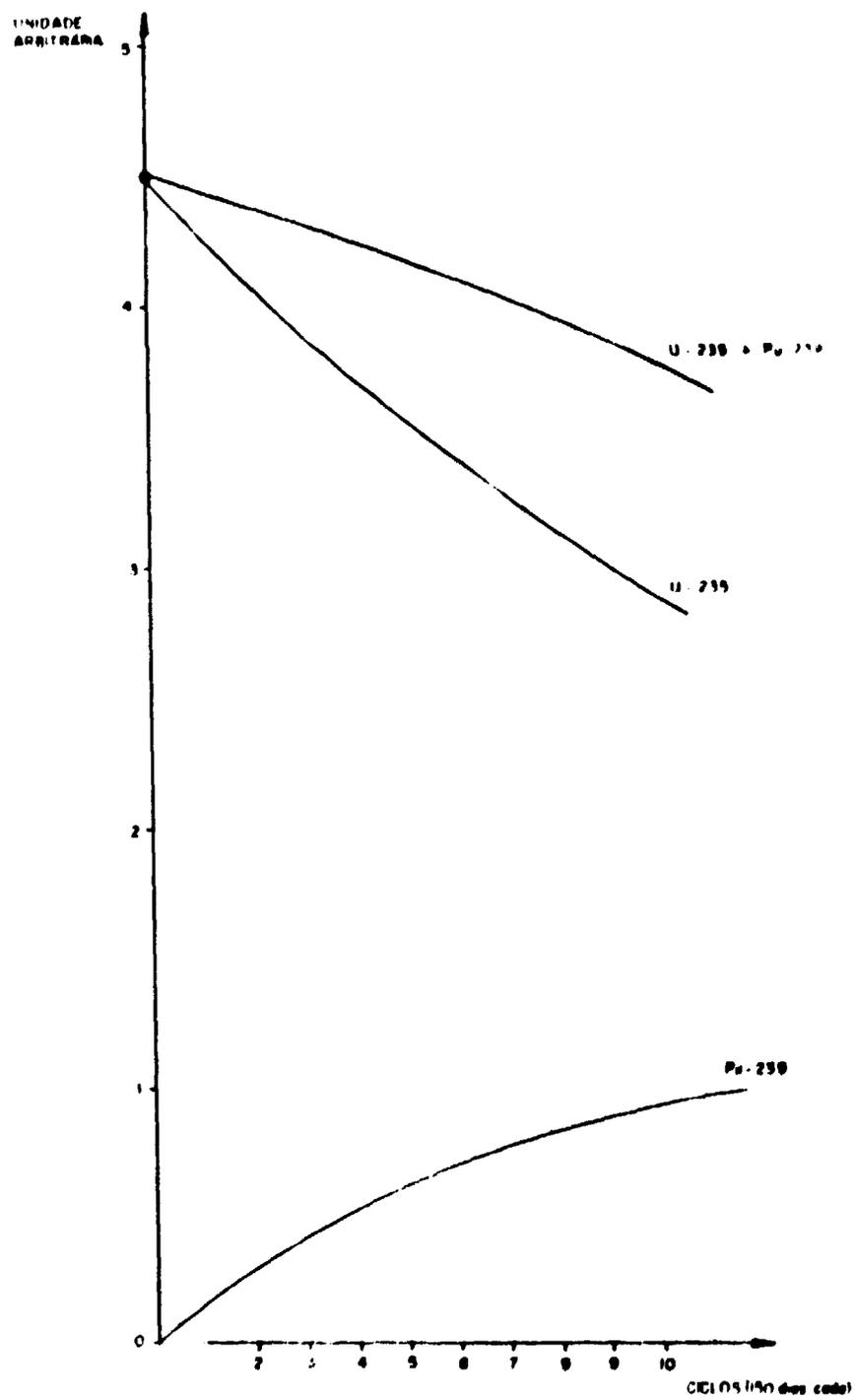


Figura 4.12 - Variação da Concentração do ^{235}U e ^{239}Pu com o Tempo

A Figura 4.13 mostra a distribuição do fluxo neutrônico térmico em função do tempo de irradiação e verifica-se que com o passar do tempo (1.500 dias), o fluxo térmico dentro do combustível cai de aproximadamente 20%.

A Tabela IV.3 mostra a variação do fator de conversão (CR) com a queima, e a produção aproximada de Pu-239 no reator, (sem levar em conta os efeitos espaciais do reator).

$$CR = \frac{\sum \gamma \text{ (nuclídeos férteis: 238, 240, 242)}}{\sum \alpha \text{ (nuclídeos físsseis: 235, 239, 241)}}$$

Tabela IV.2

Varição do Fator de Conversão CR com a Queima

Ciclo	Dias	CR	Kg (Pu-239)
0	0	0,817	13,4
1	300	0,776	24,6
2	600	0,750	34,0
3	900	0,733	42,2
4	1.200	0,723	49,3
5	1.500	0,718	55,6
6	1.800	0,714	61,0
7	2.100	0,712	66,0
8	2.400	0,712	70,3
9	2.700	0,712	74,1

4.1.9 – Geometria do Reator

A geometria do núcleo de um reator refrigerado por gás e moderado por grafita é estabelecida por considerações de física nuclear e engenharia. É possível, portanto, associar a um dado núcleo uma grande faixa de potência térmica mantendo constante a temperatura da superfície dos elementos de combustível mais quentes. Por exemplo, para um fluxo constante de refrigerante através do reator, abaixando a temperatura de entrada do gás é possível se obter uma potência térmica maior ou, para uma temperatura constante de entrada do gás, aumentando o fluxo de refrigerante, tem-se um efeito similar. Portanto, as principais variáveis do sistema podem ser o fluxo de refrigerante, as temperaturas de entrada e saída, e a pressão do refrigerante. Para obter-se uma dada potência térmica dentro dos limites de temperatura exigidos por razões metalúrgicas dos materiais estruturais pode-se obter uma infinidade de combinações de valores daquelas variáveis. Esses fatores mencionados estão condicionados à potência consumida pelos circuladores para compensar a perda de pressão dos canais e no circuito externo. A perda de pressão dos canais é bastante dependente da geometria dos elementos de combustível e ainda depende dos parâmetros do ciclo de vapor escolhido que influe nas temperaturas de entrada e saída do refrigerante do núcleo do reator.

Considerando uma potência média de $0,5 \text{ W/cm}^3$ e uma potência total de 110 MWt precisamos de um volume de $2,18 \times 10^6 \text{ cm}^3$ para o núcleo do reator.

(*) A escolha da densidade de potência média foi baseada nos reatores já construídos (Tabela II.11)

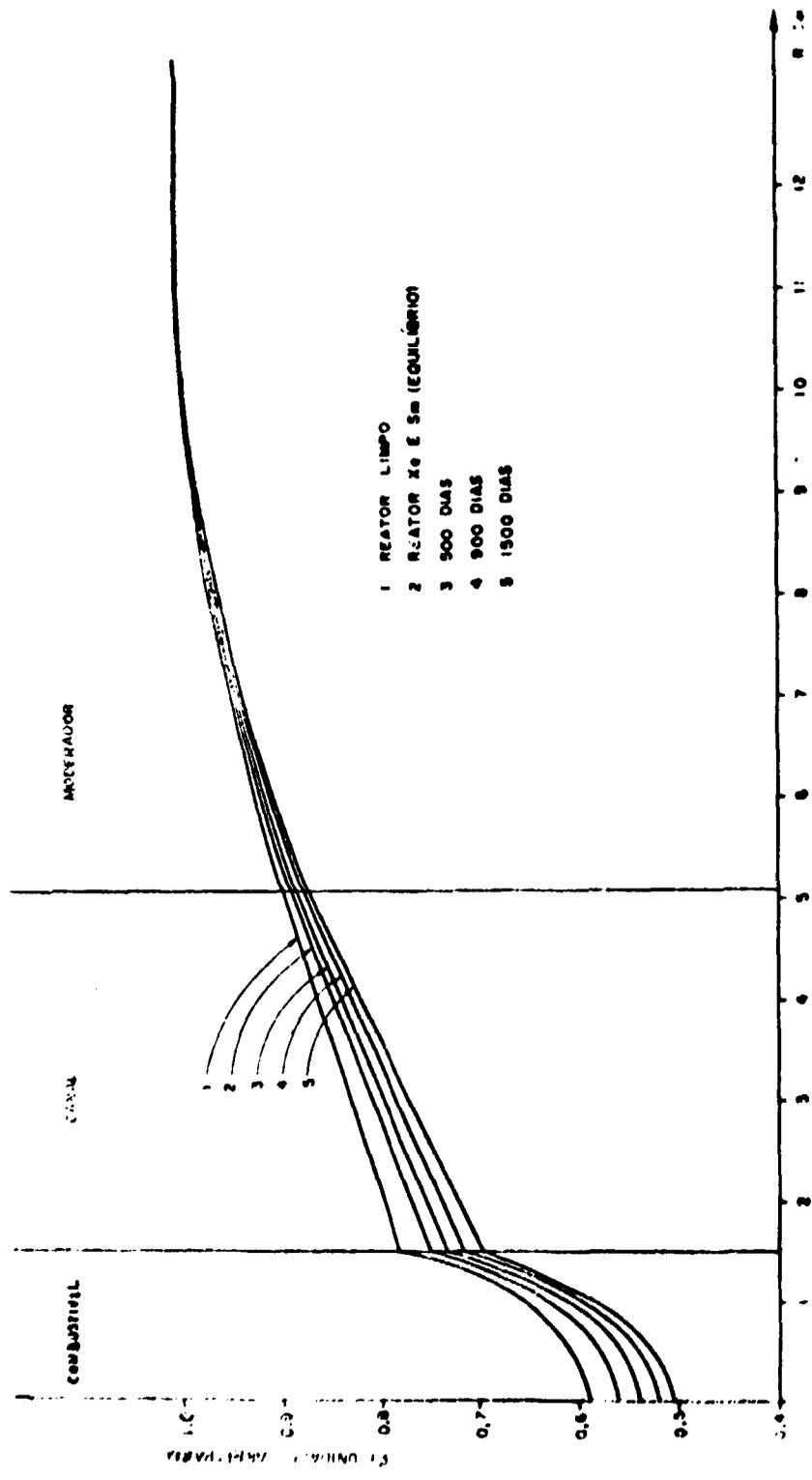


Figura 4.13 - Distribuição Especial do Fluxo Térmico na Célula Unitária em Função da Queima

O formato do reator deve ser determinado levando-se em conta os aspectos nucleares, estruturais, termohidráulicos, econômicos de fabricação.

a. Aspecto nuclear:

O melhor formato de um reator cilíndrico no que se refere a economia de nêutrons é definido pela relação $R = 0,55 H$, onde R é o raio e H a altura do reator, e para o qual se tem um volume mínimo^(16,21).

A Figura 4.14 mostra o comportamento de diversos parâmetros com a variação do volume do reator. Verifica-se que o K_{ef} aumenta com o volume do reator, porém, correspondentemente, aumenta-se a massa do combustível e de grafita, também.

A Figura 4.15 mostra o comportamento do K_{oo} em função da quantidade de Urânio.

b. Aspecto termohidráulico:

Do ponto de vista de transferência de calor e perda de pressão do refrigerante a melhor forma é dada por $R = 0,8 H$ ^(10,16,21).

A Tabela IV.3 ilustra os dois casos.

Tabela IV.3
Características Principais do Reator para Diferentes
Relações entre R e H

	1º Caso $R = 0,55 H$	2º Caso $R = 0,8 H$
Diâmetro	715 cm	750 cm
Altura	650 cm	460 cm
Volume	$2,61 \times 10^8 \text{ cm}^3$	$2,08 \times 10^8 \text{ cm}^3$
β^2	$5,57 \times 10^{-5} \text{ cm}^{-2}$	$596 \times 10^{-5} \text{ cm}^{-2}$
Nº de Canais	1238	1362

Conclui-se também que o formato e o refletor influem muito pouco na razão.

1 – potência máx/potência média.

porque a forma da distribuição espacial do fluxo depende muito pouco da relação R/H .

4.1.10 – Análise de Criticalidade com UO_2 Natural

A Figura 4.15.a mostra os resultados de cálculo da variação de K_{eff} com a razão C/U para um diâmetro de combustível de 3 pol. que é o diâmetro máximo permitido para barras de combustível na forma de UO_2 dado a sua baixa condutividade térmica. Diâmetros menores oferecem condições mais desfavoráveis à criticalidade. O diâmetro do canal foi mantido constante e variou-se o diâmetro externo da célula.

B(cm)	h _{oo}	h _{ef}	B(cm)	H(core) cm	D(core) cm	V _o (cm)	H(total) cm	D(total) cm	V _t (total) cm ³	Superf. cm ²	T Uranio No.	Graf. T.	MW (Term.)
6,0 10 ⁻²	1,0743	1,0358	7,741 10 ⁻¹	583,3	655,3	1,975 10 ³	785,3	855,3	4,31 10 ³	2,854 10 ³	51,7	740	99
6,2 10 ⁻²	1,0740		7,211 10 ⁻¹	637,4	712,8	2,543 10 ³	837,4	912,8	5,48 10 ³	3,7 10 ³	66,5	907	127
4,0 10 ⁻²	1,0744	1,0485	6,314 10 ⁻¹	743,2	829,3	4,014 10 ³	943,2	1029,3	7,85 10 ³	4,714 10 ³	105,0	1500	200
1,0 10 ⁻²	1,0746	1,0680	3,162 10 ⁻¹	1603,2	1776,0	9,716 10 ³	1803,2	1376,0	95,80 10 ³	17330 10 ³	1039,0	8700	1914

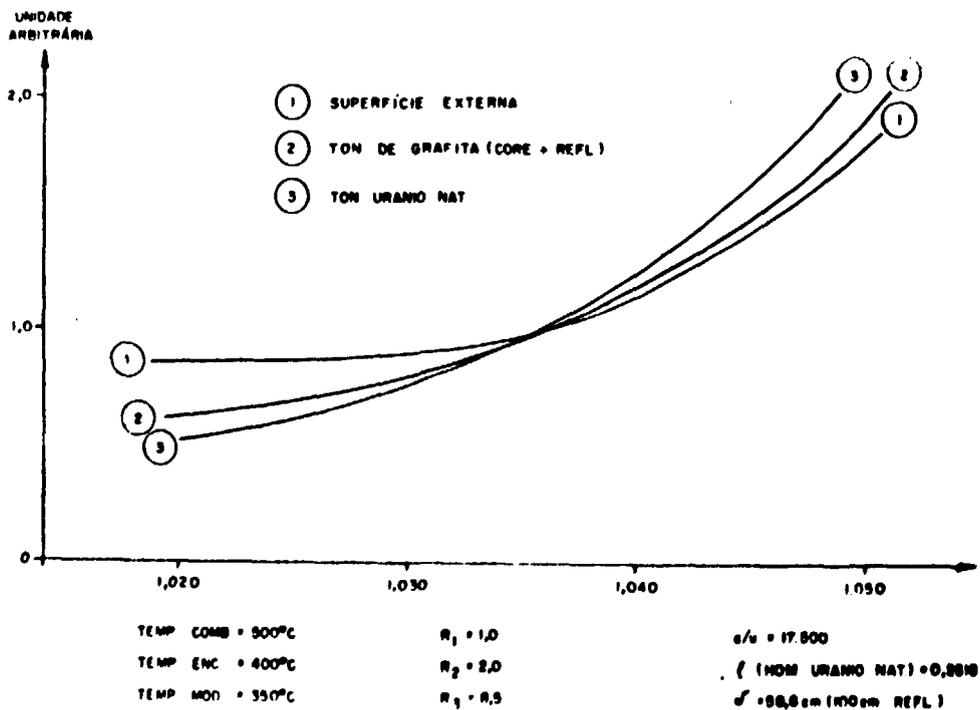


Figura 4.14 -- Comportamento do Kef em Função da Superfície Externa, Quantidade de Grafite e Quantidade de Urânio.

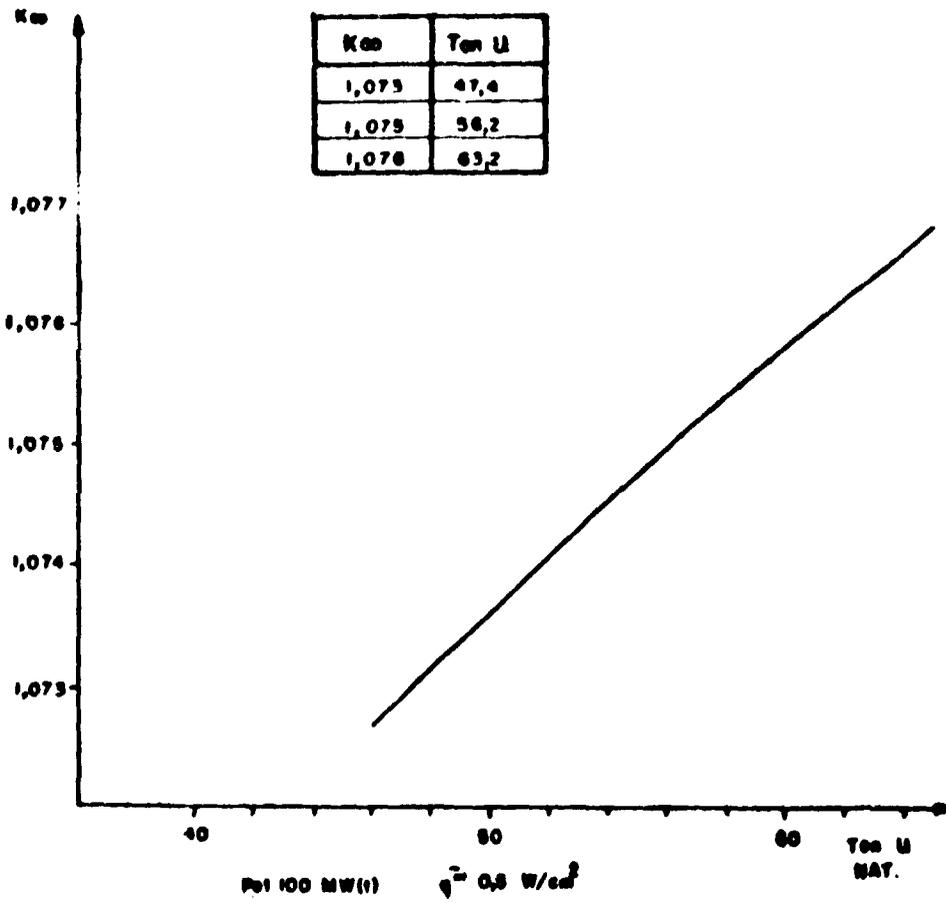


Figura 4.15 - Comportamento do K_{∞} com o Aumento da Quantidade de U

D ₃	C/U	K ₀₀	K _{eff}
10	11.572	1.005322 E00	9.797423 E-01
11	14.366	1.022570 E00	9.932421 E-01
12	18.424	1.029094 E00	9.966516 E-01
13	20.522	1.028029 E00	9.92535 E-01
14	23.983	1.021101 E00	9.826517 E-01

CELULA UNITARIA



D₁ = 2"
D₂ = 3"

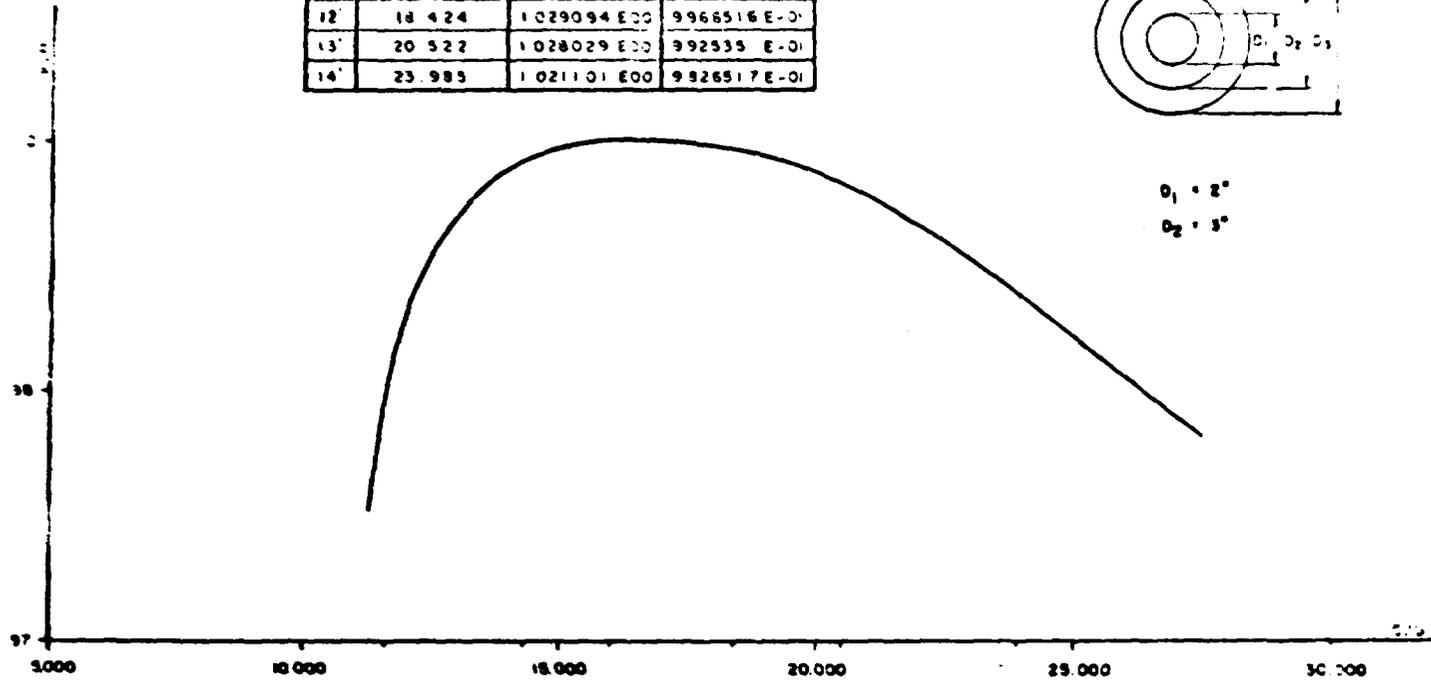


Figura 4.15a - Criticalidade de UO₂ Natural

Analisando-se essa figura, conclui-se facilmente que para reatores moderados por grafite não é possível obter criticalidade com combustível UO_2 natural. É fato conhecido que esse mesmo combustível num reator moderado por água pesada possibilita obter a criticalidade.

4.2 – Geração das Seções de Choque

4.2.1 – Introdução

As seções de choque de absorção e fissão, macroscópicas e microscópicas, em quatro grupos de energia de todos os núclídeos presentes (incluindo os produzidos por transmutação nuclear dentro do reator), no reator foram calculadas pelo programa de computação CITHAM*, para diversos estágios de queima do combustível. Esse programa também calcula o consumo e a produção dos núclídeos, e portanto, a queima, as constantes de multiplicação K_{00} e K_{eff} (para um "buckling" geométrico dado), o "buckling" material, a probabilidade de escape à ressonância e muitos outros parâmetros de importância secundária para o nosso caso.

4.2.2 – Preparação dos Dados para o Programa CITHAM

Conforme cálculos anteriores de otimização do diâmetro do combustível do canal e da célula, para obter-se o maior valor de K_{00} , chegou-se aos seguintes valores: (Figura 4.1)

$$D_1 = 1,0 \text{ pol.}$$

$$D_2 = 4,0 \text{ pol.}$$

$$D_3 = 8,0 \text{ pol.}$$

A Tabela IV.4 mostra as concentrações homogêneas iniciais dos núclídeos. Os núclídeos que não aparecem no início do funcionamento do reator devem ser colocados em concentração baixa, mas não zero porque, caso contrário, o programa não consideraria o seu desaparecimento por decaimento.

4.2.3 -- Cálculo da Queima pelo CITHAM

Como já foi mencionado, esse tipo de reator requer que no seu cálculo de queima, sejam usadas seções de choque que variam com a queima, por causa dos isótopos que são produzidos durante o funcionamento do reator, principalmente o isótopo físsil de plutônio, o $Pu-239^{**}$. Foi feito um cálculo da queima em 15 estágios de 150 dias cada, produzindo 15 conjuntos de seções de choque, uma para cada estágio de queima. Esses conjuntos de seções de choque são gravados em disco magnético com um número correspondente a cada período de queima, para utilização posterior em outro programa de computação, o CITATION***, para cálculos de criticalidade.

Na Tabela IV.5, são mostradas as correspondências entre a queima, B_u , o K_{eff} e o tempo de queima.

A Figura 4.16 mostra a variação percentual das seções de choque microscópicas de absorção (σ_A) e de fissão (σ_F) com o funcionamento do reator. Os núclídeos que não aparecem nessa Figura tem variação insignificante.

(*) Veja apêndice 7.1.3.

(**) "Buckling" -- Medida do grau de curvatura da curva que representa a distribuição do fluxo. Em português é chamado algumas vezes de Laplaciano.

(***) Veja Seção 4.1.8 e 4.5.5.

(****) Veja Seção 4.5.

Tabela IV.4

Isótopos Considerados na Geração das Secções Je Choque com o Programa CITHAM

Região Célula	Isótopo	Nº CITHAM	Nº CITATION	Conc. Homo Inicial g/cm ³	Especificação
Unitária					
1	²³⁵ U	92235	10	4,7680 E-06	Físsil
1	²³⁸ U	92238	12	6,5744 E-04	Fértil
1	²³⁹ Pu	94239	14	1,3841 E-17	Físsil
1	²⁴⁰ Pu	94240	15	1,3841 E-17	Fértil
1	²⁴¹ Pu	94241	16	1,3841 E-17	Físsil
1	²⁴² Pu	94242	17	1,3841 E-10	Intermediário
1	²⁴³ Am	95243	20	1,3841 E-10	Final
1	¹³⁵ Xe	54135	58	1,3841 E-17	P. Fissão
1	P.F.Vida				
	Longa	3	75	1,3841 E-17	P. Fissão
1	²³⁷ Np	2	13	1,3841 E-17	Intermediário
1	¹⁴⁹ Sm	62149	67	1,3841 E-17	P. Fissão
1	²³⁶ U	92236	11	1,3841 E-17	Veneno
2	¹³ Al	13000	27	8,3045 E-05	Estrutural
3	⁴⁸ Cd	48000	41	4,1232 E-09	Impureza
3	¹⁰ B	5010	4	4,8654 E-09	Impureza
					e Controle
3	¹² C	6012	5	8,2820 E-02	Moderador

Tabela IV.5

Correspondência entre a Queima, o Keff e o Tempo de Queima

QUEIMA NO CITHAM – 2250 DIAS EM 15 PERÍODOS DE 150 DIAS															
PERÍODO	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Nº															
TEMPO	150	300	450	600	750	900	1050	1200	1350	1500	1650	1800	1950	2100	2250
(Dias)															
Bu	392	785	1178	1572	1928	2359	2751	3142	3532	3922	4311	4689	5063	5458	5842
Keff	1,0414	1,0311	1,0383	1,0419	1,0426	1,0418	1,0395	1,0365	1,0327	1,0284	1,0236	1,0184	1,0129	1,0072	1,0014

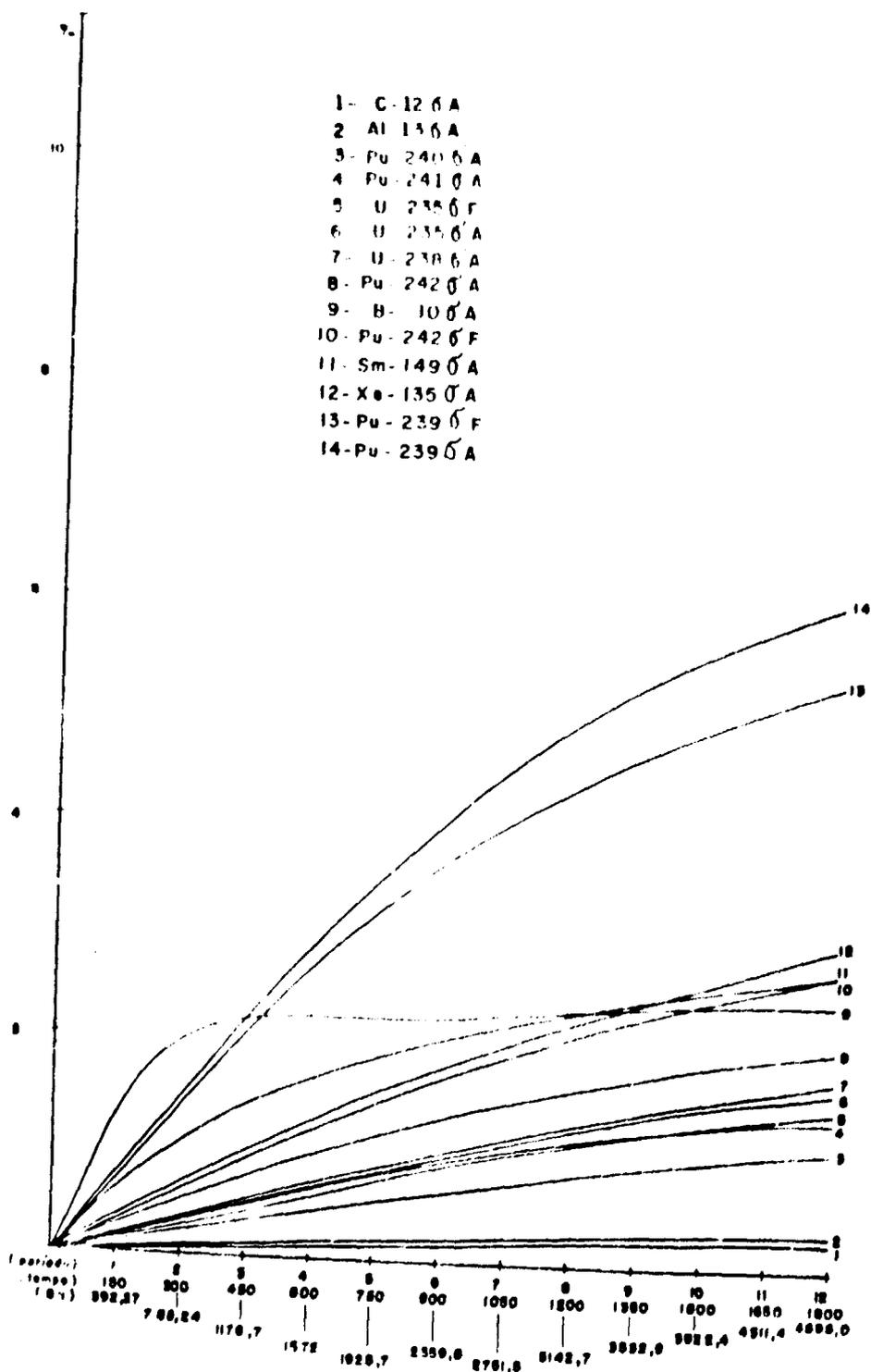


Figura 4.16 -- Variações % das Secções de Choque com a Queima

4.3 – Cálculo do Refletor

O refletor tem a função de refletir os nêutrons para dentro do núcleo ativo do reator, permitindo com isso que o reator tenha menor diâmetro ativo (essa economia de dimensão é chamada "reflector savings") além de proteger o vaso de pressão contra os efeitos de temperatura e de irradiação. Portanto, no dimensionamento do refletor devem-se levar em conta os aspectos neutrônicos, térmicos e de irradiação.

Aspectos neutrônicos⁽¹⁴¹⁾:

$$\delta = \frac{D_c}{D_r} L_{Tr} \quad \text{tgh} \quad \frac{b}{L_{Tr}}$$

$$L_{Tr} = \frac{D}{\Sigma_a} \quad \text{e} \quad D = \frac{\lambda_{tr}}{3}$$

- δ = "Reflector savings"
- D_c e D_r = Coeficientes de difusão para o núcleo do refletor
- L_{Tr} = Comprimento de difusão para o refletor
- b = Espessura do refletor

Portanto, a melhor espessura do refletor é aquela que resulta em b/L_{Tr} perto da unidade (Veja Figura 4.17).

Essa espessura, no caso da grafita é de aproximadamente 100 cm que provoca um efeito equivalente a aproximadamente 95% de um refletor infinito. Portanto, o "reflector savings" será de aproximadamente 58,6 cm.

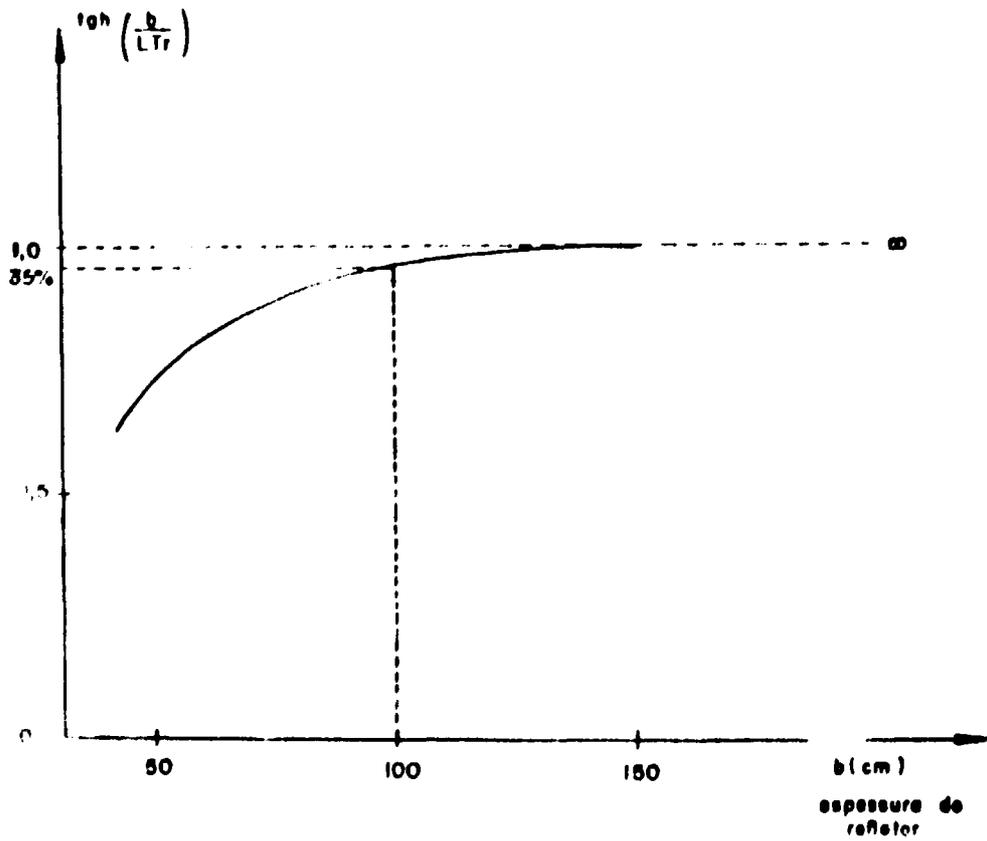
A Figura 4.18 mostra os resultados de cálculo da distribuição de fluxo neutrônico térmico no núcleo e no refletor.

4.4 – Interface entre o Circuito Primário e Circuito Secundário

4.4.1 – Introdução

Sob o ponto de vista de eficiência térmica da usina, pode-se chegar a uma faixa de valores ótimos para o tamanho do núcleo, número de canais e parâmetros termohidráulicos do reator, obedecendo as condições ótimas do ponto de vista puramente neutrônico.

É fácil entender, por outro lado, que, mesmo para menores potências de operação do reator, é possível obter as maiores temperaturas de saída de gás desde que se diminua o fluxo do refrigerante através do núcleo. Este fato é ilustrado na Figura 7.9 do Apêndice 7.2. Nesse caso, a perda de pressão através do reator é relativamente menor dada a pequena velocidade do fluido refrigerante e, portanto, menor será a potência de bombeamento necessária. Consequentemente, a alta temperatura da fonte quente (o gás refrigerante) do circuito secundário e a menor potência de bombeamento resultou em maior eficiência térmica da usina (eficiência térmica é a razão entre a eletricidade líquida fornecida pela usina e o calor total produzido no reator).



L_{Tr} = Comprimento de difusão

Figura 4.17 - Determinação da Espessura do Refletor

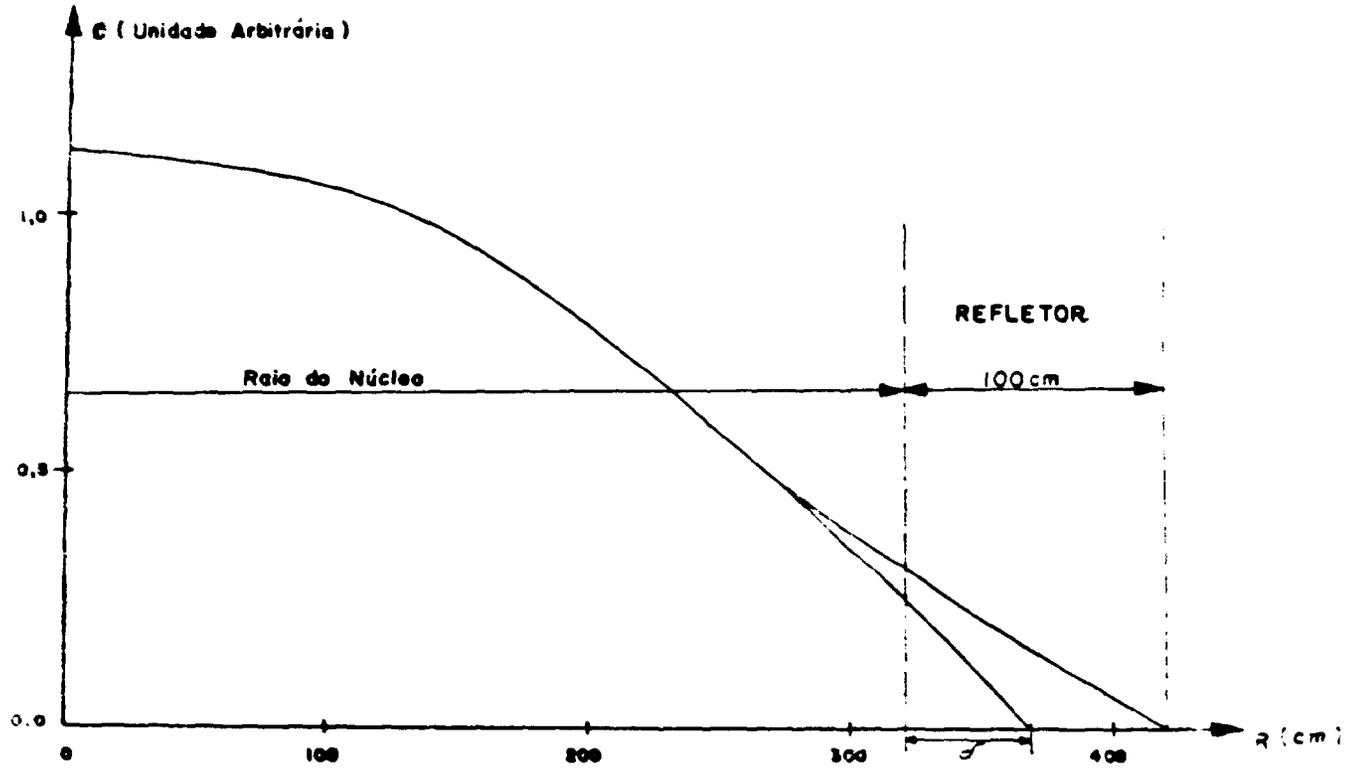


Figura 4.18 – Distribuição Radial do Fluxo Térmico (Calculado por CITATION)

Outro fato interessante é que, dentro de uma larga faixa de variação, o custo de fabricação do núcleo do reator é independente da potência térmica desse reator, mas representa uma fração ponderável (14 a 20%) do custo total da usina. Mas, o custo de capital da usina, a saber, o custo dos investimentos por kW instalado, está diretamente relacionado com a potência elétrica da usina e, portanto, com o custo líquido da geração de energia elétrica (em cruzeiros por kWh). Este fato ocorre, mesmo para uma pequena eficiência térmica da usina, mas operando em níveis de potência maiores.

Portanto, finalmente, pode-se concluir que, dado a existência de uma multiplicidade de importantes variáveis que atuam na interface entre os sistemas primário e secundário e influem diretamente na economicidade do sistema, um cuidadoso estudo de otimização econômica deve ser realizado. Contudo, esta otimização, apesar de ser compulsória para o caso de usinas nucleares comerciais, não é o nosso caso. Aqui, outras considerações, algumas delas subjetivas, baseadas em necessidade de obtenção de dados técnicos próprios de um programa de pesquisa e desenvolvimento são uma preocupação constante.

4.4.2 – Temperaturas de Entrada e Saída do Gás Refrigerante no Reator e a Pressão do Refrigerante

As temperaturas de entrada e saída e a pressão do refrigerante no reator são determinadas por uma otimização conjunta do Circuito primário e secundário, levando-se em conta os parâmetros neutrônicos, e termohidráulicos no núcleo e os parâmetros termodinâmicos do sistema de vapor do secundário para que resulte em menor custo e maior potência elétrica.*

O primeiro passo nesse sentido é a definição dos parâmetros neutrônicos básicos do reator. Esses parâmetros devem estabelecer a distribuição da densidade de potência no reator. Isto, por sua vez, servirá como dado de entrada para as equações de transferência de calor e perdas de pressão unificando-se desta forma a neutrônica com a termohidráulica.

Na seção seguinte trataremos da definição dos parâmetros neutrônicos do reator.

4.5 – Cálculo de Reactores

4.5.1 – Introdução

Nesta seção transporemos os parâmetros neutrônicos obtidos em nível celular na Seção 4.1 para o nível macroscópico do núcleo do reator como um todo. Agora examinaremos a neutrônica do reator com sua geometria externa real e o aumento da temperatura do refrigerante fluindo através do núcleo do reator. Calcularemos as distribuições da temperatura, o fluxo do refrigerante, a distribuição da densidade de potência, do fluxo de nêutrons, da produção de isótopos, a razão de conversão e a utilização do combustível. As características externas são governadas pelas considerações efetuadas nas Seções 3.15, 4.1, 4.2, 3.14 e 4.4.

Esses cálculos iniciam-se com a preparação dos dados de entrada para o programa de difusão de nêutrons CITATION.

4.5.2 – Preparação dos Dados de Entrada do CITATION**

Dado o grande número de variáveis envolvidas, torna-se necessário fazer algumas simplificações ou simulações perfeitamente válidas em engenharia nuclear, baseado em experiências práticas executadas no passado. Por exemplo, o absorvedor de nêutrons que é usado para controle do reator e/ou achatamento do fluxo de nêutrons nas regiões centrais do reator, foi considerado diluído com outros materiais do núcleo localizado nesta região (Figura 4.20).

(*) A otimização do trocador de calor desta usina é objeto de um outro trabalho paralelo que está sendo desenvolvido pelo Eng. Masao Sekae no IEA-CEN.

(**) CITATION – Apêndice 7.1.2.

O programa CITATION considera o reator como sendo homogêneo, com as dimensões externas reais e utiliza as secções de choque "homogeneizadas" geradas anteriormente por CITHAM para essa finalidade na Secção 4.2.

4.5.2.1 – Geometria do Reator

Apesar que as considerações feitas na Secção 4.1.9, indicarem ser a geometria cilíndrica quadrada a melhor, nem do ponto de vista termohidráulico nem neutrônico, escolhemos esta geometria para facilidade de cálculo e simetria, o que, de maneira alguma compromete as finalidades deste trabalho. Considerando uma potência de 110 MWt, e uma densidade de potência homogênea de $0,5 \text{ W/cm}^3$, o volume necessário será dado por um núcleo cilíndrico quadrado de 650 cm de altura e diâmetro. Se considerarmos o refletor (Secção 4.3), as dimensões externas do reator serão 850 cm de altura por 850 cm de diâmetro (Figura 4.19).

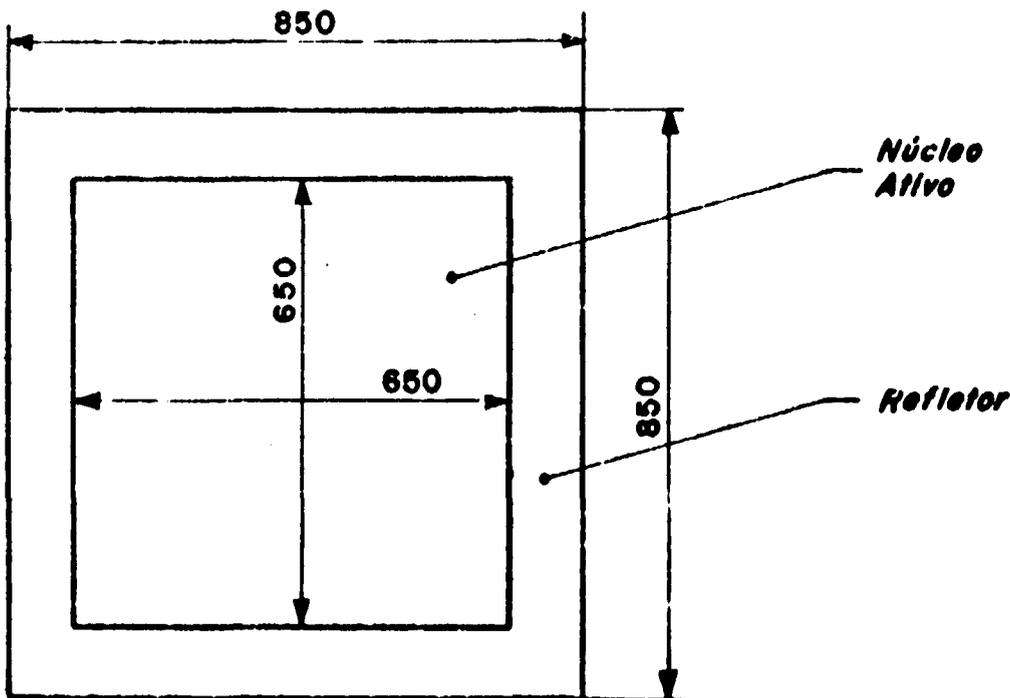


Figura 4.19 – Dimensões Externas do Núcleo

4.5.2.2 – O Esquema de Recarregamento

Uma das maneiras de se acharar o fluxo nas regiões centrais do reator é usar nessas regiões combustível menos enriquecido. Como no começo da vida do reator o combustível queima-se mais no centro do núcleo e menos na periferia, a solução é fazer com que o combustível novo entre na periferia do reator e vá caminhando por etapas para o centro de onde sai, depois de um certo número de ciclos de queima.

Esse método (out-in) possibilita que se queime o combustível e um máximo, resultando uma

melhor utilização do mesmo através de uma queima uniforme pré-fixada (pelas posições e permanência dos elementos de combustível no reator).

Ao planejarmos o recarregamento teremos em vista os seguintes objetivos: maior aproveitamento do combustível; maior facilidade das operações de carga e descarga; maior segurança e achatamento do fluxo nas regiões centrais.

Como foi definido na Seção 3.8, o recarregamento será feito em parcelas (1/4 do caroço para cada turno), com o reator desligado. O número de canais de descarregamento deverá ser o menor possível a fim de diminuir o número de perfurações na estrutura superior do vaso de pressão (Veja Figuras 6.2 e 6.14). Portanto, adotar-se-á a máquina de recarregamento do tipo multi-canal.

O esquema de manejo de combustível (in-core fuel management) a ser adotado é o que batizaremos de "axial-radial da periferia para dentro" conforme ilustrado na Figura 4.20. Neste esquema, o combustível novo é introduzido na periferia onde o fluxo neutrônico é menor, e com o decorrer dos ciclos de recarregamento, este combustível caminha para o centro do reator e sai, finalmente, no 4º ciclo após residir 1950 dias dentro do reator e sofrer uma queima de 3.200 MWD/ton. (Tabela IV.11).

4.5.2.3 – As Zonas de Recarregamento e "Mesh Points"

O reator é dividido em 32 zonas de volumes iguais (Figura 4.20). O combustível novo entra nas zonas 13, 14, 15 e 16 e sai das zonas 1, 2, 3, e 4 após a seguinte seqüência de operações da máquina de recarregamento: depois de 606 dias (escolhidos com base na reatividade do sistema) retira-se totalmente as zonas centrais 1, 2, 3 e 4. Em seguida, de cada canal das zonas periféricas adjacentes retira-se a metade superior dos elementos de combustível e coloca-os nos canais vazios onde vão ocupar a metade inferior da zona central e a outra metade passa a ocupar a parte superior. Proceda-se dessa maneira com todos os canais subsequentes até que as zonas periféricas fiquem vazias, e então, são carregadas com combustível novo. O primeiro ciclo é de 600 dias e depois todos os outros são de 456 dias. Deste modo em operações bastante simples da máquina de recarregamento, efetua-se o remanejamento radial e axial dos elementos de combustível.

A Figura 4.20 mostra em seção, um quarto do reator que é utilizado nos cálculos neutrônicos. A simetria dispensa a necessidade de considerar todo o reator.

Os "Mesh Points" são os pontos da malha traçada, onde serão calculados os valores do fluxo neutrônico e das densidades de potência. (Veja Figura 4.21 e Tabela IV.6).

A quarta parte considerada do reator foi dividida em 2500 "Mesh Points" perfazendo uma malha de 50 x 50 linhas horizontais e verticais. Esses "Mesh Points" foram agrupados em 16 zonas de recarregamento como mostram as Figuras 4.20, 4.21, e 4.22. As 32 zonas acima referidas correspondem as 16 zonas da quarta parte superior somadas as outras 16 zonas da parte inferior.

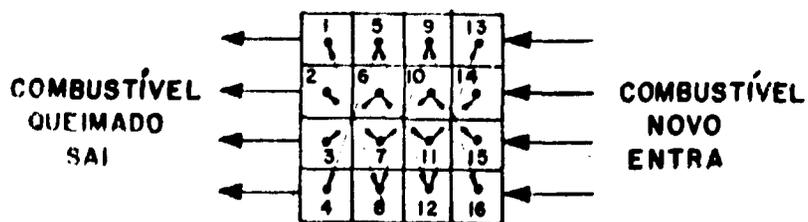
4.5.2.4 – Períodos de Queima

O programa CITATION possibilita escolher três valores diferentes de período de queima no final dos quais todos os resultados de cálculo são imprimidos. Após o terceiro turno, os períodos subsequentes devem ser iguais.

Esta flexibilidade do CITATION refere-se à eventual necessidade de calcular em detalhes os primeiros instantes de operação do reator, quando os efeitos transientes estão presentes, a saber, o aumento da concentração do xenônio que se estaciona em aproximadamente 30 horas de operação do reator (Veja Figura 3.16).

Quanto maior o número de períodos de queima, maior a precisão dos cálculos, porque após

16	12	8	4	4	8	12	16
15	11	7	3	3	7	11	15
14	10	6	2	2	6	10	14
13	9	5	1	1	5	9	13
13	9	5	1	1	5	9	13
14	10	6	2	2	6	10	14
15	11	7	3	3	7	11	15
16	12	8	4	4	8	12	16



SEQUÊNCIA DAS POSIÇÕES OCUPADAS
PELOS ELEMENTOS DE COMBUSTÍVEL

13 , 12 , 5 e 4

14 , 11 , 6 e 3

15 , 10 , 7 e 2

16 , 9 , 8 e 1

Figura 4.20 -- Divisão do Reator em Zonas e Esquema de Recarregamento.

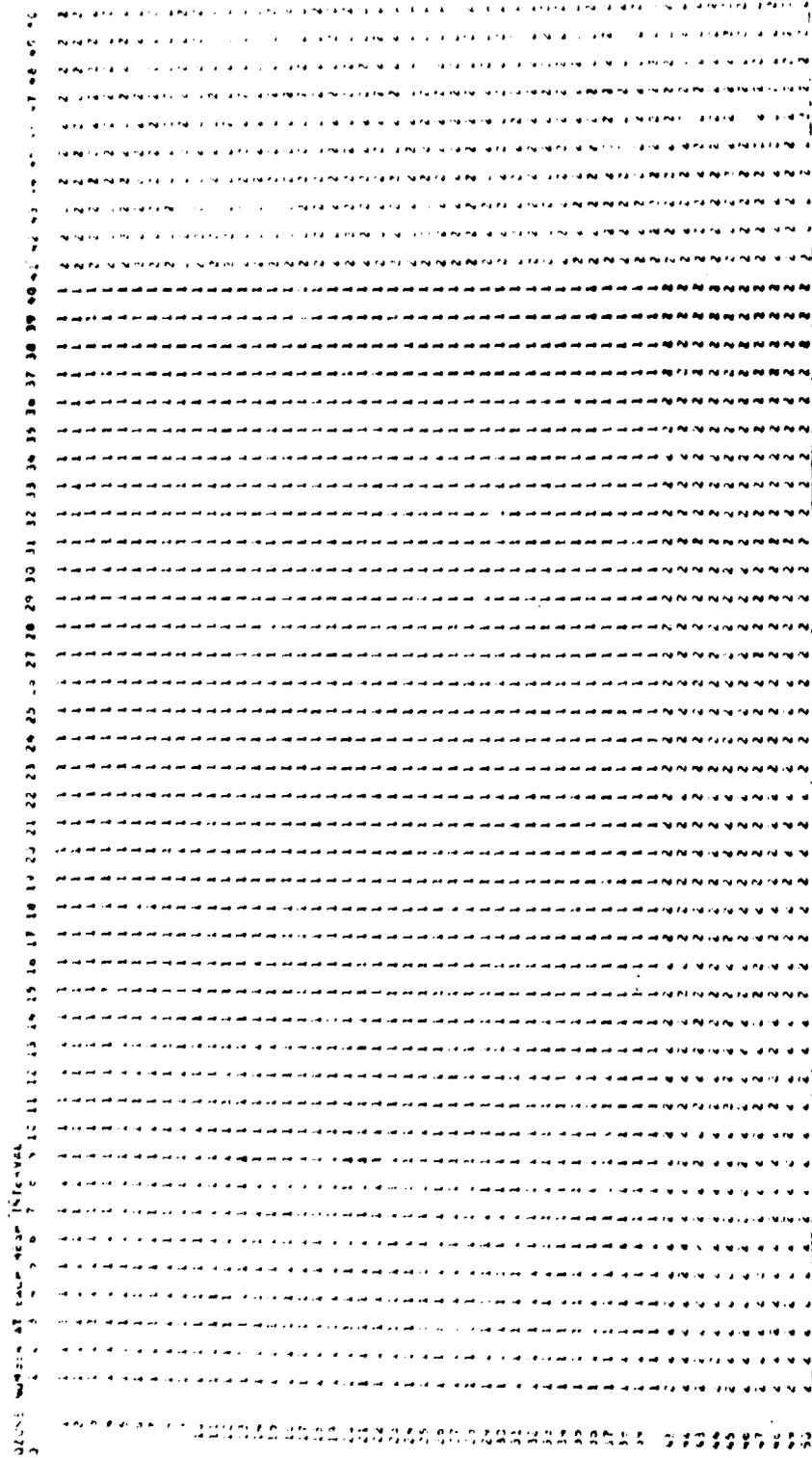


Figura 4.21 - Divisão do Reator em "Mesh Points"

cada período o programa recalcula as concentrações dos núclídeos. Contudo, por outro lado, o tempo de computação também é maior. Para o nosso caso, são necessários cerca de 8 minutos de CPU para cada período. Escolhemos o seguinte esquema de queima:

- a) Um primeiro ciclo de 606 dias, sendo o primeiro período de 2 dias, o segundo de 4 dias, e quatro subsequentes períodos de 150 dias cada. Então, realiza-se a primeira troca de combustível.
- b) Cinco ciclos iguais de 456 dias cada, sendo o primeiro de 2 dias, o segundo de 4 dias e três outros de 150 dias cada. Após cada ciclo realiza-se a operação de recarregamento do combustível.

Após esses 6 ciclos iniciais a evolução da queima do combustível entra em regime estacionário. Esse esquema foi escolhido depois de várias tentativas em que se otimizou a reatividade total do sistema e a utilização do combustível.

Maiores velocidades resulta em uma maior reatividade total do sistema, porém um menor tempo de residência do combustível e, portanto, uma menor queima ou utilização. Devemos lembrar aqui, que o U-Metálico tem sua maior reatividade depois de algum tempo de queima por causa do aparecimento do Pu-239.

4.5.3 – Queima Inicial do Combustível

Dentro do reator, o combustível nuclear sofre um processo de queima gradativa evoluindo-se a partir de um regime transitório, durante os primeiros ciclos de queima, até atingir um estado estacionário. Torna-se necessário acompanhar esta evolução para prever-se contra excessivas queimas ou o aparecimento de pontos quentes dentro do reator.

Nesta secção apresentamos os resultados de cálculo da queima inicial com todos os elementos de combustível novos, recém-carregados. Trata-se do primeiro ciclo de queima.

As Figuras 4.23, e 4.24 apresentam em vista bidimensional, a distribuição da densidade de potência na quarta parte do reator no instante inicial da queima e após 1500 dias de operação, respectivamente. As Figuras 4.25 e 4.26 mostram as densidades de potência radial e axial, no plano central e extremidades do reator que são respectivamente a distribuição das densidades máximas e mínimas no início do funcionamento e a 1500 dias.

Pode-se notar a alta densidade na região central tanto para o início de operação como para 1500 dias de queima. O fator de pico de potência para o início é bastante alto (2,4) o que resulta em um consumo desigual do combustível. O pico central de potência tende a diminuir com a queima, mas, mesmo após 1500 dias ainda permanece substancialmente alto comparado com o caso de achatamento premeditado do fluxo.

4.5.4 – Distribuição de Temperaturas

4.5.4.1 – Introdução

Resolvemos introduzir o cálculo dos parâmetros térmicos, nessa altura, a fim de preservar a consistência didática desta exposição. Assim, a partir da distribuição da densidade de potência e temperaturas de entrada e saída do refrigerante, calculamos as distribuições do fluxo do refrigerante e a distribuição de temperaturas ao longo do sentido axial do refrigerante, do encamisamento e do combustível. Esses cálculos foram feitos para o estado estacionário e com um fator de segurança igual a

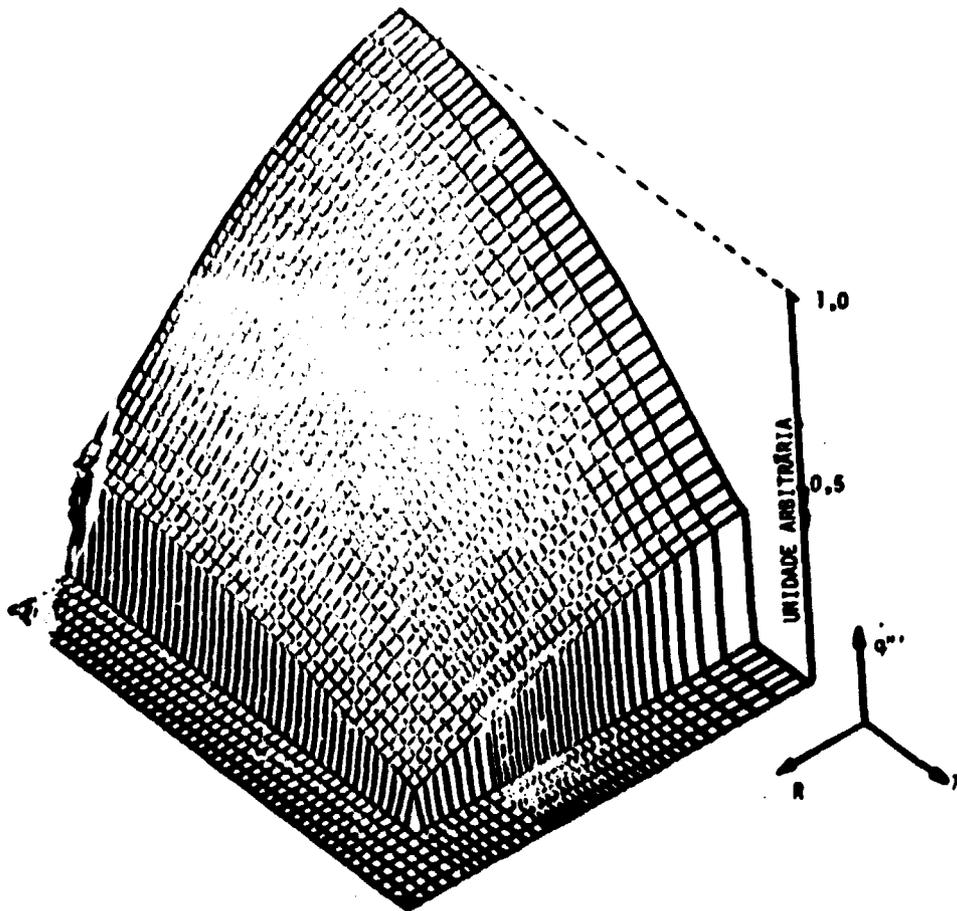


Figura 4.23 – Distribuição Bidimensional da Densidade de Potência Reator I. Impo sem Achatamento do Fluxo.

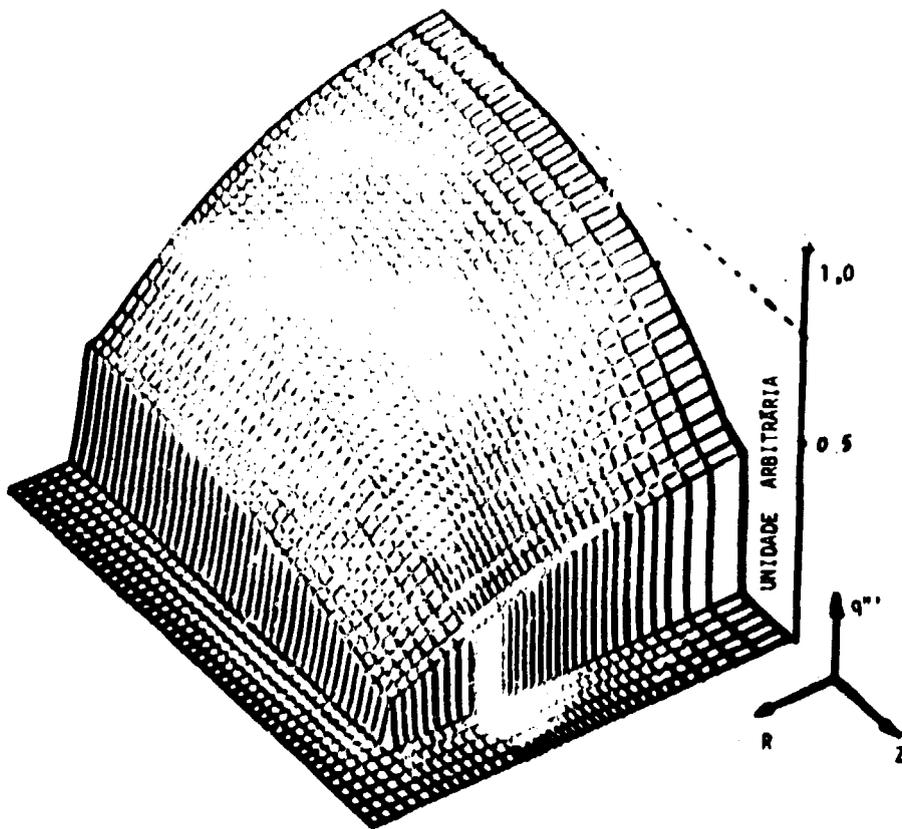


Figura 4.24 -- Distribuição Bidimensional de Densidade de Potência Após 1500 Dias de Funcionamento sem Recarregamento e sem Achatamento de Fluxo.

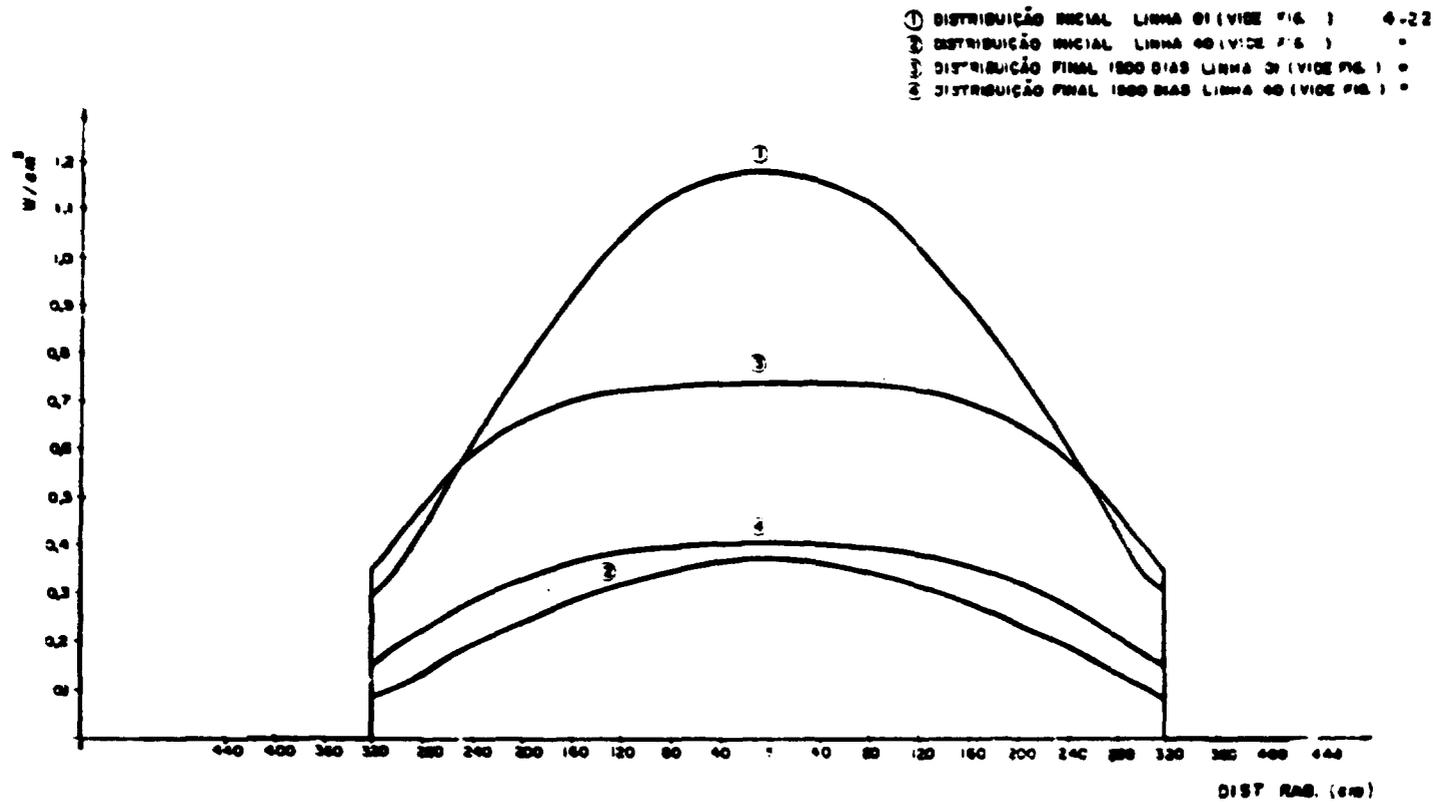


Figura 4.25 - Distribuição Radial de Densidade de Potência para Queimas sem Achatamento e sem Recarregamento

- ① DISTRIBUIÇÃO INICIAL COLUNA DI (VIDE FIG. 4.25)
- ② DISTRIBUIÇÃO INICIAL CAMARÃO (VIDE FIG. 4.25)
- ③ DISTRIBUIÇÃO FINAL 1500 BIAS COLUNA DI (VIDE FIG. 1.0)
- ④ DISTRIBUIÇÃO FINAL 1500 BIAS COLARÃO (VIDE FIG. 1.0)

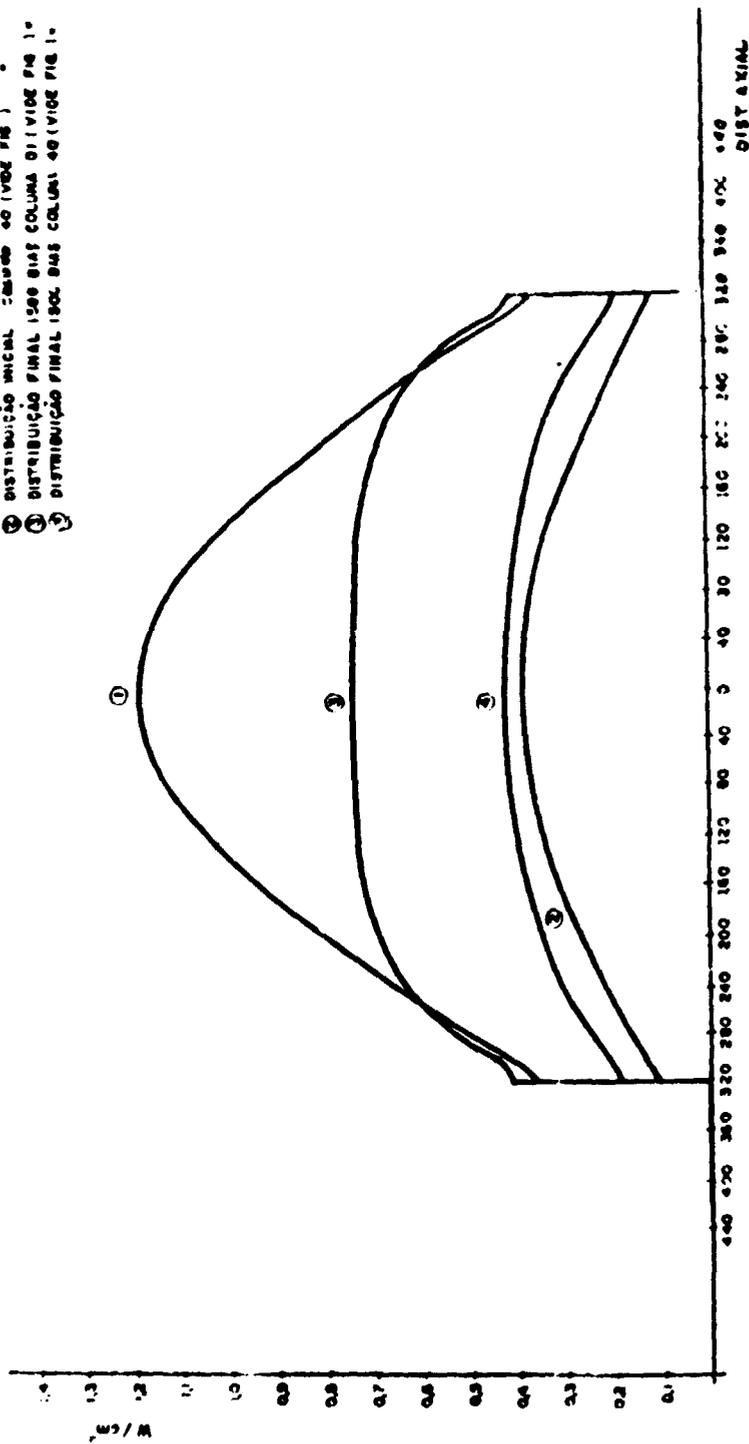


Figura 4.26 - Distribuição Axial de Densidade de Potência para Queima sem Achatamento e sem Recarregamento

1,4 para levar em conta as incertezas de cálculos e tolerâncias de fabricação. Não foram consideradas as variações das propriedades térmicas do refrigerante nem dos materiais do combustível e encamisamento com a temperatura.

As equações envolvidas nos processos de transferência de calor serão mostradas na próxima secção.

4.5.4.2 – Distribuição de Temperaturas no Refrigerante^(6,13,10)

A temperatura do refrigerante é dada por:

$$t_{fz} = \frac{q''_{rz} \times Ah}{\dot{m} C_p} + t_{fo} \quad (1)$$

onde,

t_{fz} = temperatura do fluido refrigerante na altura z (z é contado a partir da face inferior – cm)

q''_{rz} = fluxo de calor acumulado no refrigerante (calor por unidade de área em secções transversais ao sentido axial, para o reator homogêneo – $J/cm^2 \cdot seg$)

C_p = Calor específico do refrigerante a pressão constante ($J/Kg^\circ C$)

Ah = Área de transferência de calor do bloco de grafita (cm^2).

t_{fo} = temperatura de entrada do refrigerante.

\dot{m} = fluxo de refrigerante por canal (kg/seg), que é dado por,

$$\dot{m} = \frac{q''_{rH} \times Ah}{(t_{fH} - t_{fo}) C_p} \quad (2)$$

t_{fH} = temperatura do refrigerante $P/z = H$ (altura do reator)

$q''_{rH} = q''_{rz}$ para $z = H$.

De (1) e (2) tem-se,

$$t_{fz} = \frac{q''_{rz} (t_{fH} - t_{fo})}{q''_{rH}} + t_{fo} \quad (3)$$

que dá a distribuição de temperatura no refrigerante para uma distribuição de q''_{fz} fornecida pelo programa de computação utilizado.

4.5.4.3 – Distribuição de Temperatura na Superfície Externa do Encamisamento

A temperatura na superfície externa do encamisamento é dada por:

$$t_{cz} = t_{fz} + \Delta t_{fz} \quad (4)$$

onde,

t_{cz} = temperatura da superfície externa do encamisamento.

Δt_{fz} = queda de temperatura do encamisamento para a temperatura de mistura do refrigerante na posição que é dada por,

$$\Delta t_{fz} = \frac{q''_{cz}}{h} \quad (5)$$

onde,

q''_{cz} = fluxo de calor na superfície do encamisamento ($J/cm^2 \text{ seg}$).

h = coeficiente de película ($J/cm^2 \text{ seg}^\circ C$)

$$e, \quad q''_{cz} = \frac{q'''_z R_c^2}{2(R_c + c)} \quad (6)$$

onde,

R_c = raio do combustível

c = espessura do encamisamento

q'''_z = densidade volumétrica de potência no combustível.

De (4), (5) e (6) resulta,

$$t_{cz} = \frac{q'''_z R_c^2}{2h(R_c + c)} + t_{fz} \quad (7)$$

4.5.4.4 – Distribuição da Temperatura na Superfície do Combustível

A temperatura da superfície do combustível é dada por:

$$q_s = \pi R_c^2 L q'' = \frac{2\pi KcL (t_s - t_c)}{\ln [(R_c + c) / R_c]} \quad (8)$$

onde,

q_s = calor total que passa pela superfície do combustível

L = comprimento do combustível

Kc = condutividade térmica do encamisamento

t_s = temperatura da superfície do combustível

t_c = temperatura da superfície do encamisamento

Mas,

$$q_s'' = \frac{q_s}{Ac} = \frac{q_s}{2\pi R_c L} \quad (9)$$

Portanto, de (8) e (9) resulta,

$$t_{sz} = \frac{q''_{sz} + R_c \ln [(R_c + c) / R_c]}{Kc} + t_{cz} \quad (10)$$

onde,

t_{sz} = temperatura do combustível na altura z

q''_{sz} = fluxo de calor na superfície do combustível, onde:

$$q''_{sz} = \frac{q''_z R_c}{2} \quad (11)$$

De (10) e (11) resulta,

$$t_{sz} = \frac{q''_z R^2 c \ln [(Rc + c) / Rc]}{2Kc} + t_{cz} \quad (12)$$

4.5.4.5 – Distribuição de Temperaturas no Centro do Combustível

A temperatura no centro do combustível é dada por:

$$q_s = 4\pi K_f L (t_m - t_s)$$

onde,

$$t_{mz} = \frac{q''_{sz} \times Rc}{2Kc} + t_{sz} \quad (13)$$

o

t_{mz} = temperatura do centro do combustível

K_f = condutividade térmica do combustível.

De (13) e (11) tem-se, finalmente,

$$t_{mz} = \frac{q''_z \times R^2 c}{4K_f} + t_{sz} \quad (14)$$

4.5.4.6 – Cálculos das Distribuições de Temperatura no Início do Funcionamento do Reator

a) Canal de Maior Potência

Pela Eq. (3) da secção anterior, para valores de q''_{cz} calculados pelo CITATION, e os seguintes valores:

$$t_{fH} = 400^\circ\text{C}$$

$$t_{fo} = 200^\circ\text{C}$$

$$q''_{cH} = 557,34 \text{ W/cm}^2$$

determinamos a distribuição de temperatura no refrigerante para o canal de maior potência que é apresentada na Figura 4.28, Curva (1).

Pela Eq. (7) para valores de q''_z da Figura 4.28^a e t_{fz} calculado anteriormente, calculamos a distribuição de temperatura na superfície do encamisamento utilizando um coeficiente de transferência de calor por convecção (h) típico para aletas helicoidais poligonais⁽³³⁾ igual a $0,375 \text{ J/cm}^2 \text{ seg}^\circ\text{C}$. Os resultados são mostrados na Figura 4.28, Curva (2).

Pela Eq. (12), para valores de q''_z da Figura 4.28, e

$$Rc = 1 \text{ pol.}$$

$$C = 0,2 \text{ cm (valor comumente utilizado)}$$

$$Kc = 1,826 \text{ J/cm seg}^\circ\text{C}$$

t_{cz} = calculado anteriormente,

(*) Os valores da Figura 4.28 são valores de q'' (homogêneo), onde $q'' = q''_{hz} \times \frac{\text{Área hexágono}}{\text{Área combustível}}$

determinamos a distribuição de temperaturas na superfície do combustível que é mostrado na Figura 4.28. Curva 3.

Não foi considerada diferença de temperatura entre a superfície do combustível e a superfície interna do encamisamento que é da ordem de 5 a 10°C.

Finalmente, pela Eq. (14) para $K_f = 0,305 \text{ J/cm.s.}^\circ\text{C}$ e valores de t_{sz} calculados anteriormente, determinamos a distribuição de temperaturas no centro do combustível. Veja Figura 4.28, Curva (4).

b) Canal de Menor Potência

De maneira análoga a determinação das temperaturas do canal mais quente, foi feita a determinação das temperaturas no canal mais frio que é mostrada na Figura 4.29. A potência desse canal é de $150,6 \text{ W/cm}^2$ e o (h) utilizado é o mesmo do canal mais quente.

Podemos notar que as temperaturas máximas do centro do combustível e do encamisamento, estão bem abaixo dos limites permissíveis. Contudo, com o funcionamento do reator e o achatamento do fluxo, a potência dos canais da periferia aumentam enquanto que diminui no centro.

A Figura 4.27 mostra a distribuição de fluxo de refrigerante no sentido radial necessário para que as temperaturas do centro do combustível e do encamisamento não excedam 580°C e 460°C respectivamente, e que a temperatura do refrigerante na saída do reator seja igual a 400°C . para todos os canais, uniformemente. Esta é a condição que deve ser imposta no fluxo de refrigerante através de uma distribuição de restritores, na entrada do caroço, para efetivar o processo de orifiação.

4.5.4.7 – Achatamento do Fluxo de Nêutrons

O achatamento do fluxo neutrônico necessário para que se tenha um melhor fator de forma do fluxo e, portanto, se possa tirar uma maior potência para um dado volume do reator sem atingir os limites de temperatura no centro do núcleo, onde o fluxo é mais alto.

O achatamento do fluxo dá origem a uma perda de reatividade por fugas de nêutrons porque aumenta o fluxo na periferia do núcleo e diminui no centro. Essa perda de reatividade é mais importante para reatores pequenos com raio de curvatura do fluxo, muito grande.

A Figura 4.30, mostra a influência do achatamento do fluxo no "buckling" e no fator de forma.

Dentre as várias maneiras de se achatar o fluxo, escolhemos o processo de carregar elementos novos nas regiões externas e ir transferindo-os para as internas, após uma certa queima nessa região. A queima final é obtida nas regiões centrais.

A primeira carga terá urânio de enriquecimento natural e, depois de uma certa queima, os elementos de combustível são levados para posições mais centrais até chegarem ao centro onde são retirados do reator como elementos queimados. (Veja Figura 4.20).

Para o achatamento inicial durante os primeiros ciclos antes de se atingir o equilíbrio, será colocado absorvedores de nêutrons no centro do reator na forma de barras de controle, que serão retiradas ou inseridas conforme a necessidade do grau de achatamento ou a reserva de reatividade disponível. Como já vimos, existe um compromisso entre a reatividade do sistema e o achatamento do fluxo.

A reatividade de reatores de urânio natural sofre, no início, um decréscimo devido aos produtos de fissão de alta seção de choque, Sm e Xe, que se estabilizam rapidamente, mas depois aumenta

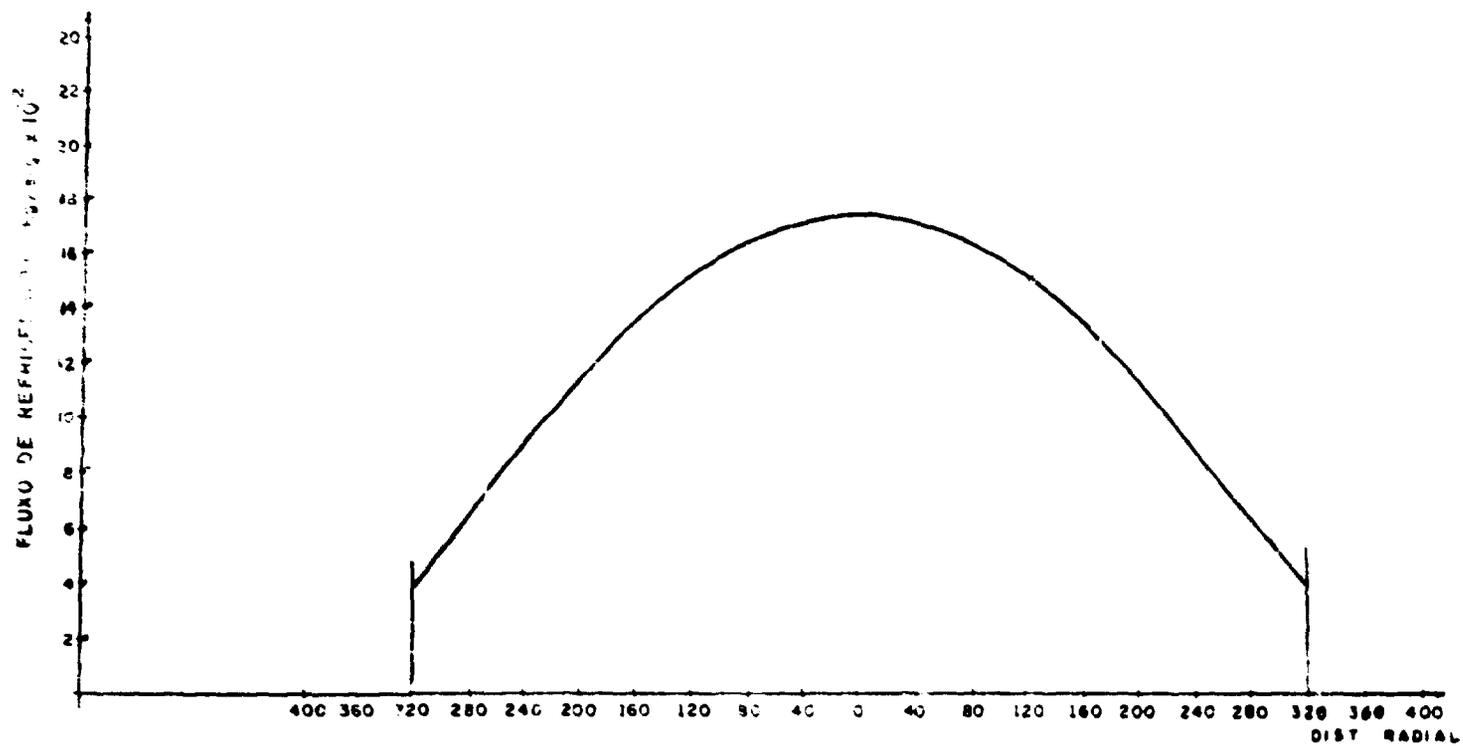


Figura 4.27 - Distribuição Radial de Fluxo de Refrigerante por Canal para o Início de Funcionamento do Reator sem Achatamento do Fluxo Neutrônico para Temperatura de Entrada e Saída dos Canais de 200°C e 400°C Respectivamente.

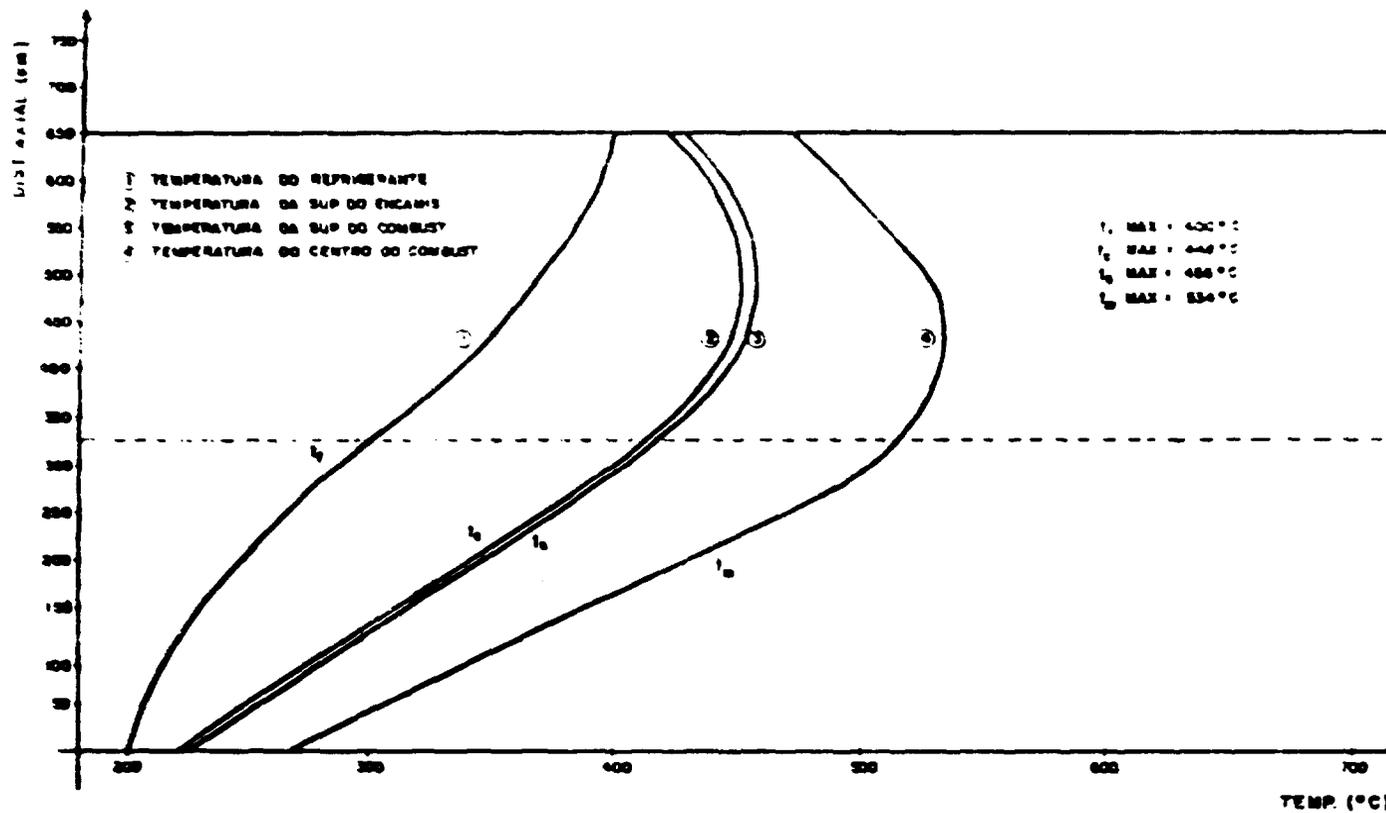


Figura 4.28 — Distribuição de Temperaturas no Canal mais Quente no Início de Funcionamento do Reator, sem Achatamento, sem Envenenamento sem Consumo de Combustível (e a Situação mais Crítica).

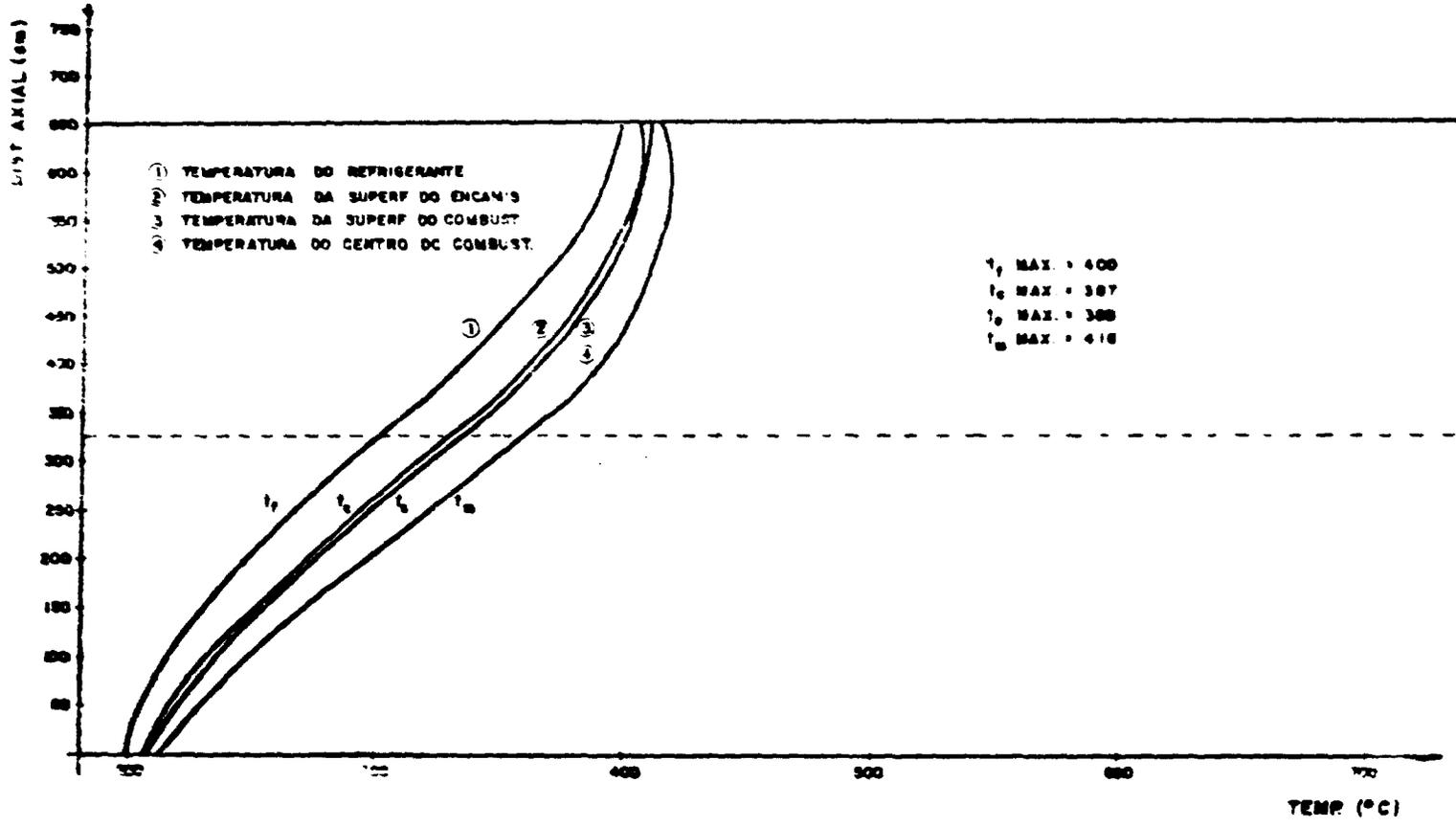


Figura 4.29 - Distribuição de Temperaturas no Canal mais Frio no Início de Funcionamento do Reator sem Achatamento, sem Envenenamento e sem Consumo de Combustível.

X = Buckling com achatamento
do Fluxo + Buckling
Radial sem achatamento
do Fluxo

Fr = Fator de forma Radial
do Fluxo

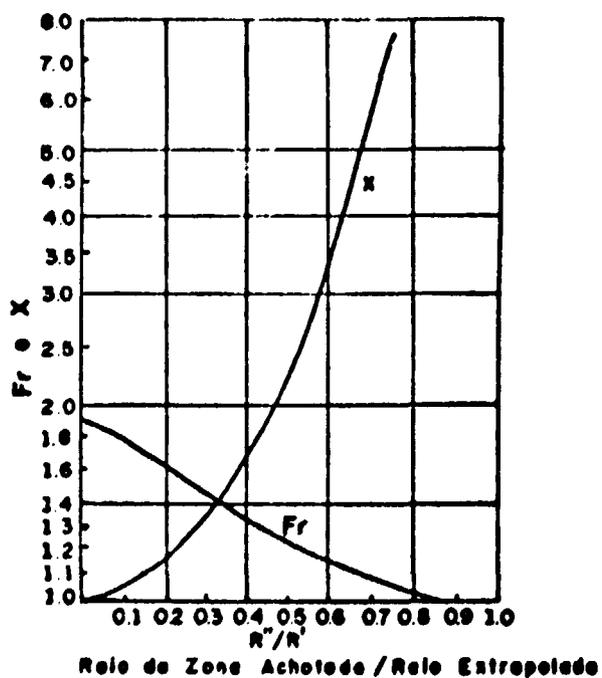


Figura 4.30 - Influência do Achatamento do Fluxo no Buckling e no Fator de Forma

devido à formação do ^{239}Pu . Em seguida, como a queima do ^{239}Pu e o consumo do material físsil inicial aliados ao aparecimento de produtos de fissão, de baixa secção de choque para nêutrons e longa vida, a reatividade cairá novamente até valores subcríticos, se o reator não fosse recarregado.

Essa variação de reatividade depende especificamente de cada projeto. Mais exatamente, das variáveis temperatura do moderador, grau de moderação e razão de conversão, porque a efetividade do plutônio depende fortemente do espectro dos nêutrons.

4.5.5 – Escolha dos Conjuntos de Secções de Choque Adequados

Para um cálculo mais realístico, é preciso considerar a variação das secções de choque com a queima, durante a vida do reator. A desuniformidade de queima do combustível, advém do fato do combustível queimado ser substituído por combustível novo, mudado de posição e estar submetido a fluxos neutrônicos diferentes, provocam variações de concentração de átomos de diferentes espécies tanto no tempo como no espaço e, portanto, provocam a mudança das secções de choque macroscópicas dos elementos do meio.

Como os conjuntos de secções de choque gerados pelo CITHAM estão associados a uma queima, procuramos, durante os cálculos com o CITATION, substituir as secções de choque correspondentes às queimas em cada zona.

A geração do conjunto de secções de choque para uma determinada zona e um determinado tempo de queima, foi feita por um processo iterativo. Fomos substituindo os conjuntos de secções de choque após cada tentativa até que os valores convergissem.

Como no CITHAM os períodos de queima precisam ser iguais, escolhemos períodos de 150 dias, enquanto que o CITATION permite que se tenha três períodos de tempo de queima diferentes, sendo do terceiro em diante todos iguais.

A Tabela IV.7, mostra a correspondência entre os números dos períodos de queima do CITATION e do CITHAM para os mesmos valores médios das queimas no reator considerando como um todo (sem divisões de zonas). Portanto, para um dado período de queima, o conjunto de secções de choque deve ser escolhido correspondentemente. Analizando-se a queima no tempo e por zona, chegamos a uma correspondência entre os conjuntos das secções de choque, tempo de queima e zonas do reator o que é mostrada na Tabela IV.8.

Esta Tabela mostra os conjuntos de secção de choque utilizados em cada zona, no início da queima, e as subseqüentes substituições durante o funcionamento do reator.

4.5.6 – Queima com Recarregamento e Achatamento do Fluxo Neutrônico no Centro do Reator

Com os dados de densidade dos elementos definidos na Secção 4.1; secções de choque da Secção 4.2, e 4.5.6; e geometria do reator, esquema de recarregamento, divisão em malhagem conveniente conforme Secções 4.5.2.1, 4.5.2.2, e 4.5.2.3, períodos de queima definidos na Secção 4.5.2.4 e achatamento do fluxo conforme a Secção 4.5.4.7, foi feita a queima final, que é uma simulação do funcionamento do reator até uma situação de equilíbrio do ciclo de recarregamento.

As Figuras 4.31 a 4.42 mostram as distribuições radiais e axiais de densidade de potência para valores no centro e periferia, início e fim de cada ciclo, potências máximas e mínimas durante a vida do reator até uma situação considerada de equilíbrio do ciclo de recarregamento.

As Tabelas IV.10, IV.11 e IV.12 mostram o fluxo neutrônico médio por zona para 3 grupos de energias, a queima do combustível e a produção de isótopos respectivamente.

Tabela IV.7

Correspondência entre o Tempo de Queima, o Período de Queima, a Queima Média, Máxima e Mínima e os Números dos Períodos do CITHAM e CITATION que tem a mesma Queima

Período de Queima	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Tempo	1	51	201	351	501	651	801	951	1101	1251	1401	1551	1701	1851	2001
Bu. Med	1,5	88	354	620	884	1.148	1.411	1.674	1.937	2.201	2.465	2.728	2.991	3.256	
Keff	1,0045	1,0081	1,0210	1,0237	1,0233	1,0190	1,0145	1,0087	1,0029	0,9969	0,9909	0,9848	0,9785	0,9721	0,9657
Zona 1 Bu. Max		169	709	1.262	1.794	2.296	2.769	3.218	3.640	4.045	4.430	4.802	5.162	5.509	
Zona 16 Bu. Min.	0,49	28	112	188	266	346	435	527	624	727	838	953	1.073	1.198	
N _p CITHAM	1	2	3	4	5	6	7	8	1	1	3	4	6	8	
N _p CITATION	3	4	6	7	9	10	12	14	1	2	5	8	11	13	

Tabela IV.8
Secções de Choque Utilizadas no Início da Queima e as
Substituições Efetuadas Durante a Queima

Zona	Conjunto Inicial de Secções de Choque	Especificação da Zona	Substituição das Secções de Choque no 5. ^o Período de Queima para cada Ciclo
1	10	Caroço 1	11
2	10	Caroço 2	11
3	10	Caroço 3	11
4	10	Caroço 4	11
5	9	Caroço 5	10
6	8	Caroço 6	9
7	7	Caroço 7	8
8	6	Caroço 8	7
9	5	Caroço 9	6
10	5	Caroço 10	6
11	5	Caroço 11	6
12	5	Caroço 12	6
13	4	Caroço 13	5
14	3	Caroço 14	4
15	2	Caroço 15	3
16	1	Caroço 16	1
17	1	Refletor	1

4.5.7 – Distribuição do Fluxo do Refrigerante por Oriframento

O programa de computação utilizado forneceu a distribuição de calor acumulado no refrigerante ao longo da direção axial do núcleo em W/cm^2 de secção transversal no sentido axial do reator, para o caso homogêneo, cujos resultados é mostrado na Figura 4.43, já convertido para fluxo de refrigerante pela Eq. 15.

O calor é produzido em quantidades diferentes em posições diferentes do núcleo. Por considerações de rendimento e comportamento do circuito secundário da usina, além de evitar fluxos internos reversos e instabilidades, é necessário que a temperatura do gás ao sair do reator, seja uniforme. Portanto, é desejável que o fluxo do refrigerante tenha uma distribuição compatível com a distribuição do calor produzido por canal. Isso é conseguido através do orificamento dos canais.

A Equação que governa a distribuição do fluxo será dada por:

$$\dot{m}_r = 2q'' \frac{A_h}{C_p \Delta\theta} \quad (15)$$

\dot{m}_r = fluxo de refrigerante por canal (distribuição radial)

q'' = calor por unidade de área acumulado na metade superior do reator (reator homogêneo em função do raio do reator).

A_h = Área do hexagono (bloco do moderador)

C_p = calor específico a pressão constante do refrigerante

$\Delta\theta$ = diferença entre as temperaturas de entrada e saída do gás no reator.

$$\dot{Q} = \dot{m} C_p \Delta\theta$$

\dot{Q} = calor produzido por canal por segundo

C_p = calor específico do refrigerante

$\Delta\theta$ = diferença entre a temperatura de entrada e a de saída do refrigerante no caroço.

\dot{m} = fluxo do refrigerante (Mg/sec).

$$\dot{Q} = 2q'' \times A_{\text{hexagono}} = \dot{m} c_p \Delta\theta$$

$$\dot{m} = 2q'' \frac{A_{\text{hexagono}}}{c_p \Delta\theta} \quad q'' \text{ — calor que sai do reator por unidade de área da face superior.}$$

q'' tabelado

$$A_{\text{hexagono}} = 324 \text{ cm}^2$$

$$\Delta\theta = 200^\circ\text{C}$$

$$C_p = 5,193 \times 10^3 \text{ J/Kg}^\circ\text{C.}$$

$$\dot{m} = q'' \frac{324 \times 2}{5,193 \times 10^3 \times 200}$$

Donde, finalmente resulta,

$$\dot{m} = q'' \times 6,24 \times 10^{-4} \text{ kg/seg}$$

A Figura 4.43 apresenta a distribuição do fluxo do refrigerante no início de operação e no ciclo de equilíbrio.

4.5.8 – Perda de Pressão no Carço

Na passagem através do canal, o gás sofre perdas de pressão devido ao atrito e a aceleração do gás. Esta aceleração provém das mudanças de secção, de pressão e de temperatura. Para os líquidos, a perda de pressão devida a mudança de temperatura não é muito importante mas para os gases ela precisa ser levada em conta.

Supondo ser incompressível o fluido refrigerante e secção transversal constante podemos escrever as equações de perda de pressão da seguinte maneira^(10,21):

$$P_1 - P_2 = \frac{1}{\rho} \left(\frac{W}{A} \right)^2 \left(\frac{2fL}{d} + \frac{T_2 - T_1}{\bar{T}} + \ln \frac{P_1}{P_2} \right) \quad (17)$$

$$P_0 - P_3 = \frac{1}{\rho} \left(\frac{W}{A} \right)^2 \left(\frac{2fL}{d} + \frac{T_2 - T_1}{\bar{T}} + \ln \frac{P_1}{P_2} \frac{C_1 T_1 - C_2 T_2}{2\bar{T}} \right) \quad (18)$$

$\frac{2fL}{d}$ = refere-se a perda de pressão normal devido ao atrito nas paredes.

$\frac{T_2 - T_1}{\bar{T}}$ = refere-se a perda de pressão devido às variações de densidade com a variação de temperatura (10 a 15% do total, tipicamente).

Tabela IV.9

Varição das Temperaturas (°C) Máximas dos Canais de Maior e Menor Potência com o Tempo de Funcionamento do Reator até o Equilíbrio para "Oriffficing" Permanente e Ajustável em cada Ciclo

"ORIFFICING" PERMANENTE $\dot{M}_{max.} = 0,174 \text{ kg/seg.}$ $\dot{M}_{min.} = 0,05 \text{ kg/seg}$ (Figura 4.43)													
CICLO	1º		2º		3º		4º		5º		6º		
	Início	Fim	Início	Fim	Início	Fim	Início	Fim	Início	Fim	Início	Fim	
TEMPO (DIAS)	0	600	600	1050	1050	1500	1500	1950	1950	2400	2400	2850	
Canal de Maior Potência	t_f	400	376	384	368	382	363	376	353	378	356	378	356
	t_c	452	428	442	418	438	409	425	394	430	399	430	399
	t_s	456	432	446	421	442	412	428	397	433	402	433	402
	t_m	534	493	515	481	509	469	487	446	495	453	465	454
Canal de Menor Potência	t_f	400	438	407	419	397	422	401	427	400	425	400	425
	t_c	403	441	418	430	408	433	411	438	411	436	411	436
	t_s	404	442	419	431	409	434	412	439	412	437	412	437
	t_m	418	462	431	443	420	445	423	450	423	448	423	448
"ORIFFICING" Ajustável em cada Ciclo para dar no Início 400°C na Saída de Todos os Canais													
Canal de Maior Potência	t_f	400	376	400	383	400	378	400	374	400	376	400	375
	t_c	452	428	456	431	453	424	447	413	450	416	449	416
	t_s	456	432	460	434	457	427	450	416	453	419	452	419
	t_m	434	493	529	494	524	483	510	465	515	471	514	471
Canal de Menor Potência	t_f	400	438	400	412	400	425	400	426	400	426	400	426
	t_c	403	441	412	423	411	437	411	437	411	436	411	436
	t_s	404	442	413	424	412	438	412	438	412	437	412	438
	t_m	418	462	425	436	431	449	423	449	423	448	423	448

t_f = temperatura do refrigerante na saída do canal
 t_c = temperatura da superfície do encamisamento

t_s = temperatura na superfície do combustível
 t_m = temperatura no centro do combustível

Tabela IV.10

Fluxo Neutrônico (n/cm^2 seg.) Médio para Quatro Grupos de Energia e
Densidade de Potência Média (W/cm^3) para cada Zona

Grupos de Energia	Zonas				Densidade Média de Potência
	Grupo I	Grupo II	Grupo III	Grupo IV	
1	$1,866 \times 10^{12}$	$5,923 \times 10^{12}$	$9,336 \times 10^{12}$	$2,253 \times 10^{13}$	0,800
2	$1,827 \times 10^{12}$	$5,799 \times 10^{12}$	$9,110 \times 10^{12}$	$2,169 \times 10^{13}$	0,777
3	$1,705 \times 10^{12}$	$5,394 \times 10^{12}$	$8,423 \times 10^{12}$	$2,022 \times 10^{13}$	0,728
4	$1,168 \times 10^{12}$	$3,641 \times 10^{12}$	$5,599 \times 10^{12}$	$1,440 \times 10^{13}$	0,513
5	$1,537 \times 10^{12}$	$4,875 \times 10^{12}$	$7,706 \times 10^{12}$	$1,943 \times 10^{13}$	0,672
6	$1,505 \times 10^{12}$	$4,772 \times 10^{12}$	$7,511 \times 10^{12}$	$1,865 \times 10^{13}$	0,655
7	$1,378 \times 10^{12}$	$4,354 \times 10^{12}$	$6,807 \times 10^{12}$	$1,703 \times 10^{13}$	0,602
8	$9,267 \times 10^{11}$	$2,887 \times 10^{12}$	$4,439 \times 10^{12}$	$1,183 \times 10^{13}$	0,417
9	$1,169 \times 10^{12}$	$3,707 \times 10^{12}$	$5,836 \times 10^{12}$	$1,609 \times 10^{13}$	0,526
10	$1,136 \times 10^{12}$	$3,596 \times 10^{12}$	$5,643 \times 10^{12}$	$1,519 \times 10^{13}$	0,509
11	$9,983 \times 10^{11}$	$3,157 \times 10^{12}$	$4,944 \times 10^{12}$	$1,318 \times 10^{13}$	0,445
12	$6,594 \times 10^{11}$	$2,057 \times 10^{12}$	$3,170 \times 10^{12}$	$8,915 \times 10^{12}$	0,301
13	$7,553 \times 10^{11}$	$2,323 \times 10^{12}$	$3,553 \times 10^{12}$	$1,173 \times 10^{13}$	0,366
14	$7,199 \times 10^{11}$	$2,217 \times 10^{12}$	$3,387 \times 10^{12}$	$1,109 \times 10^{13}$	0,348
15	$6,166 \times 10^{11}$	$1,900 \times 10^{12}$	$2,902 \times 10^{12}$	$9,414 \times 10^{12}$	0,298
16	$4,073 \times 10^{11}$	$1,236 \times 10^{12}$	$1,851 \times 10^{12}$	$6,228 \times 10^{12}$	0,202
17	$1,527 \times 10^{10}$	$7,889 \times 10^{10}$	$2,154 \times 10^{11}$	$3,687 \times 10^{12}$	0,0

Tabela IV.11

Utilização dos Elementos de Combustível que são Retirados do Reator por Zona em cada Ciclo (MWD/ton)

Zona	Ciclo	1º	2º	3º	4º	5º	6º
1		1.812	1.985	3.054	3.150	3.053	3.095
2		1.731	2.420	3.239	3.551	3.383	3.381
3		1.536	2.572	3.041	3.541	3.383	3.381
4		1.023	2.319	2.393	3.069	2.929	2.892
MÉDIO		1.525	2.325	2.932	3.328	3.187	3.200

Tabela IV.12

Quantidade de Isótopos que é Descarregada no Combustível Queimado

Isótopo	Massa (kg) por Ciclo	Massa (kg) por Ciclo
^{239}Pu	22,38	17,41
^{240}Pu	6,68	5,20
^{236}U	6,33	4,92

Tabela IV.13

Fatores de Forma Radial, Axial, e Total e Razão de Conversão em Situações de Pré-Equilíbrio e Equilíbrio do Ciclo de Combustível

CICLO	Período de Queima	TEMPO	FFR	FFA	FFT	RC
1	1	2	1,64	1,36	2,26	0,827
	2	4	1,65	1,35	2,25	0,827
	3	156	1,56	1,23	1,99	0,795
	4	306	1,53	1,11	1,73	0,761
	5	456	1,52	1,13	1,69	0,742
	6	606	1,57	1,14	1,77	0,730
2	1	608	1,60	1,13	1,82	0,750
	2	612	1,59	1,13	1,81	0,749
	3	762	1,52	1,11	1,71	0,739
	4	912	1,39	1,11	1,63	0,730
	5	1062	1,55	1,11	1,72	0,725
3	1	1064	1,58	1,10	1,77	0,744
	2	1068	1,58	1,10	1,77	0,743
	3	1218	1,42	1,11	1,68	0,737
	4	1368	1,35	1,15	1,65	0,731
	5	1518	1,44	1,18	1,75	0,728
4	1	1520	1,51	1,18	1,82	0,747
	2	1524	1,51	1,18	1,82	0,746
	3	1674	1,40	1,22	1,74	0,739
	4	1824	1,32	1,25	1,69	0,733
	5	1974	1,45	1,14	1,72	0,730
5	1	1976	1,52	1,15	1,80	0,746
	2	1980	1,51	1,15	1,80	0,745
	3	2130	1,41	1,19	1,73	0,738
	4	2280	1,33	1,23	1,69	0,732
	5	2430	1,44	1,14	1,72	0,729
6	1	2432	1,52	1,15	1,79	0,746
	2	2436	1,51	1,15	1,79	0,745
	3	2586	1,40	1,18	1,72	0,738
	4	2736	1,33	1,22	1,68	0,732
	5	2886				0,729
Média no Equilíbrio			1,44	1,17	1,75	0,74

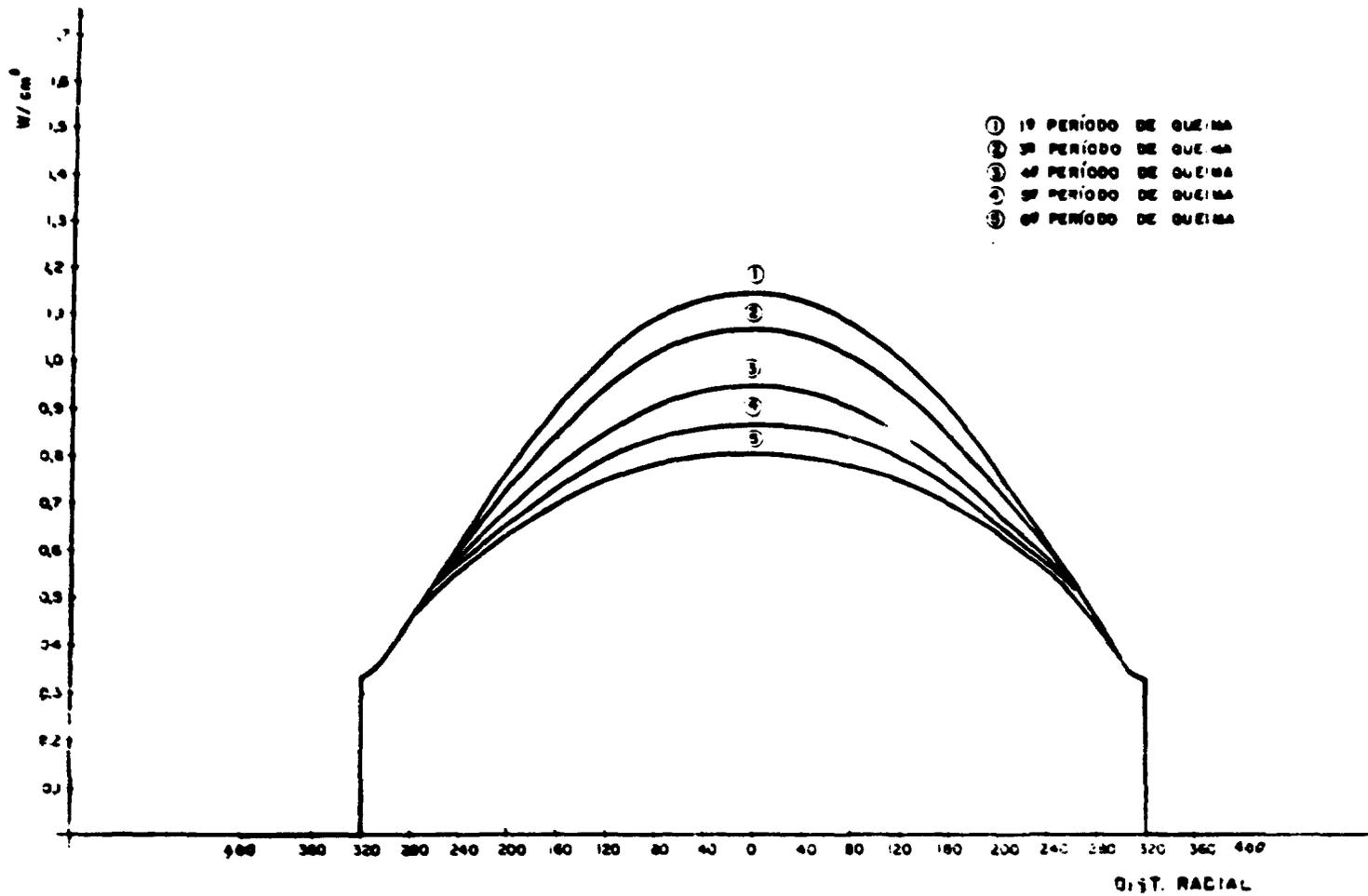


Figura 4.31 - Distribuição Radial de Densidade de Potência para os Períodos de Queima do 1º Ciclo

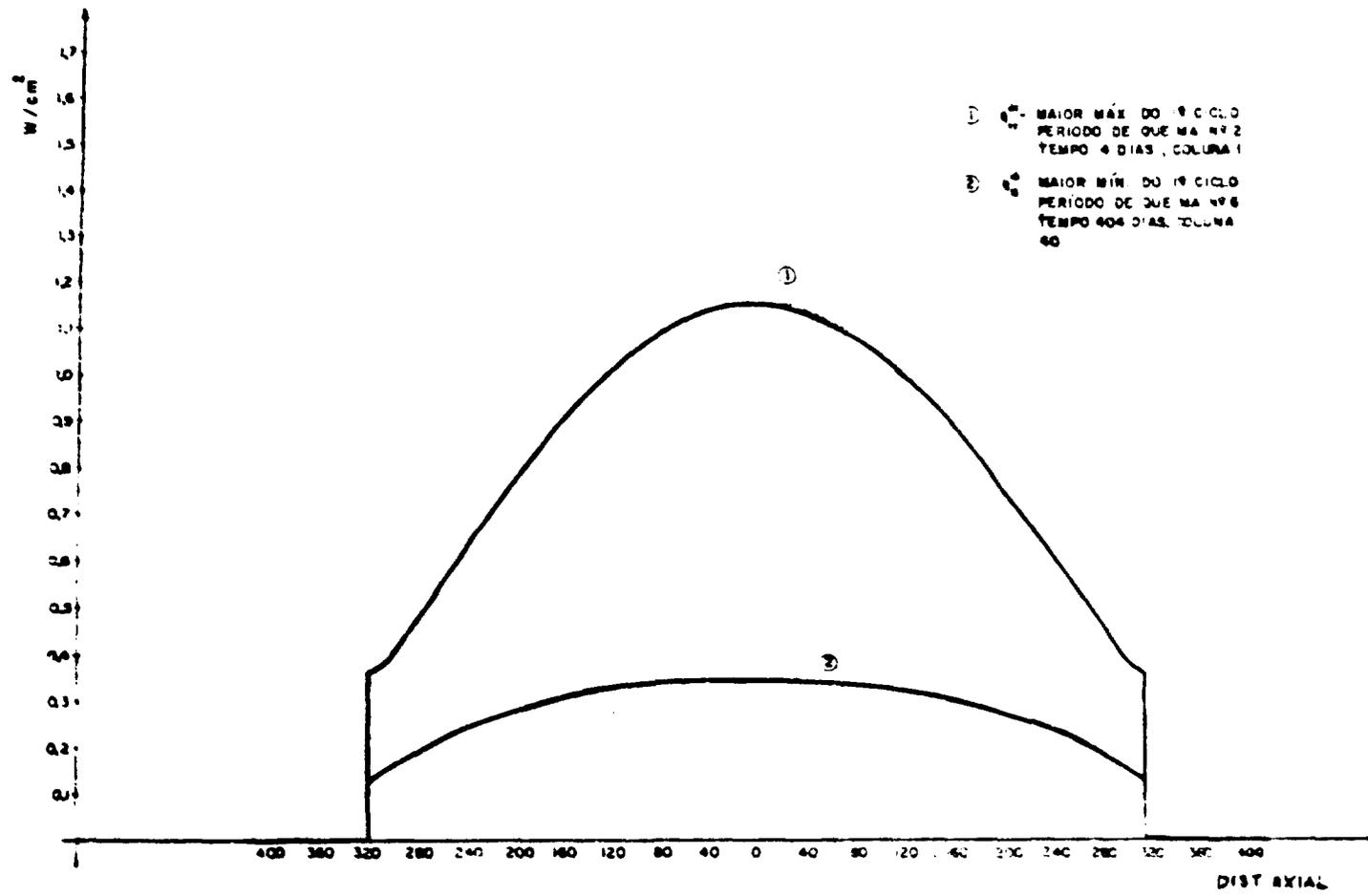


Figura 4.32 - Distribuição Axial de Densidade de Potência Máxima e Mínima do 1º Ciclo

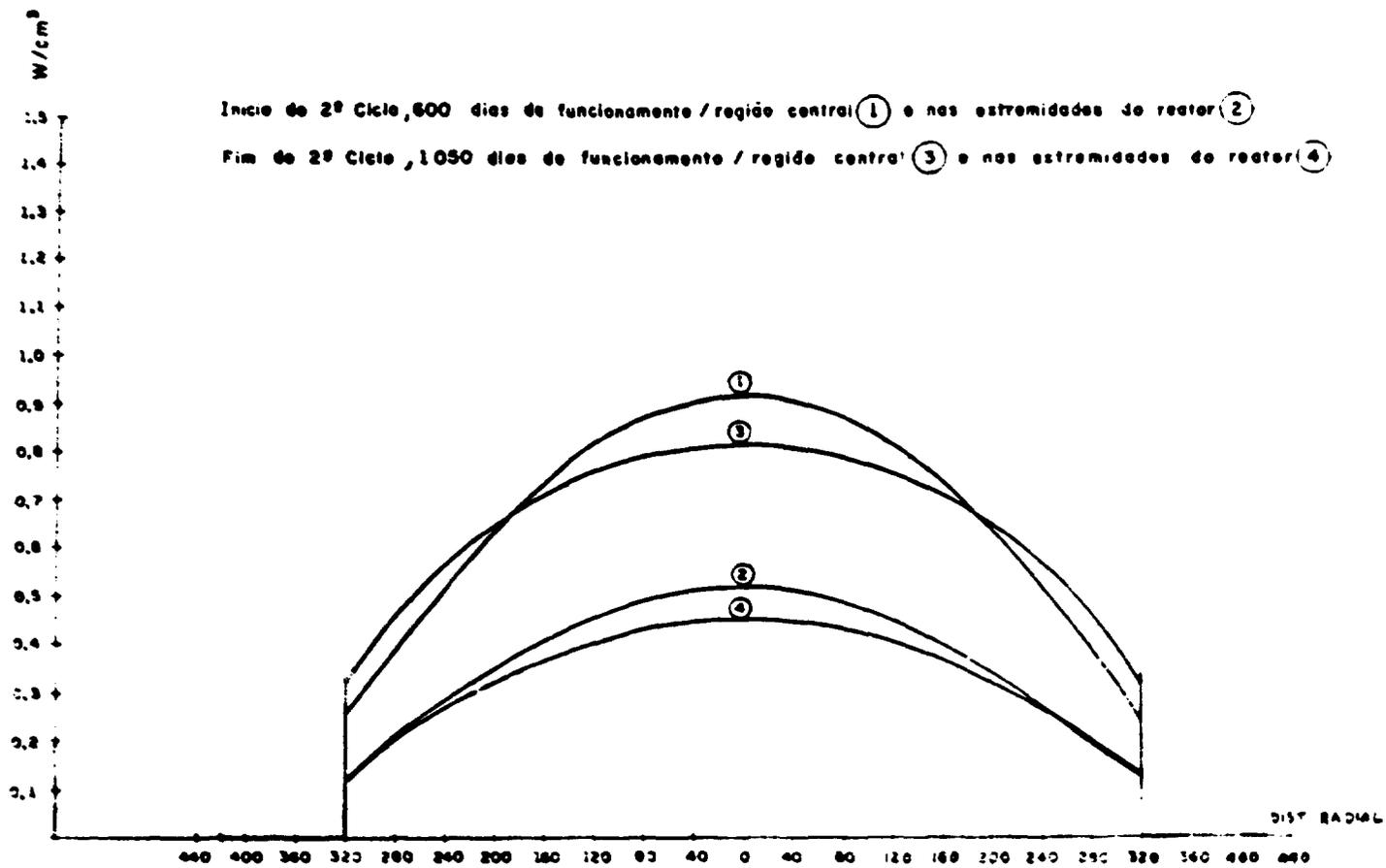


Figura 4.33 - Distribuição Radial de Densidade de Potência para o 2º Ciclo

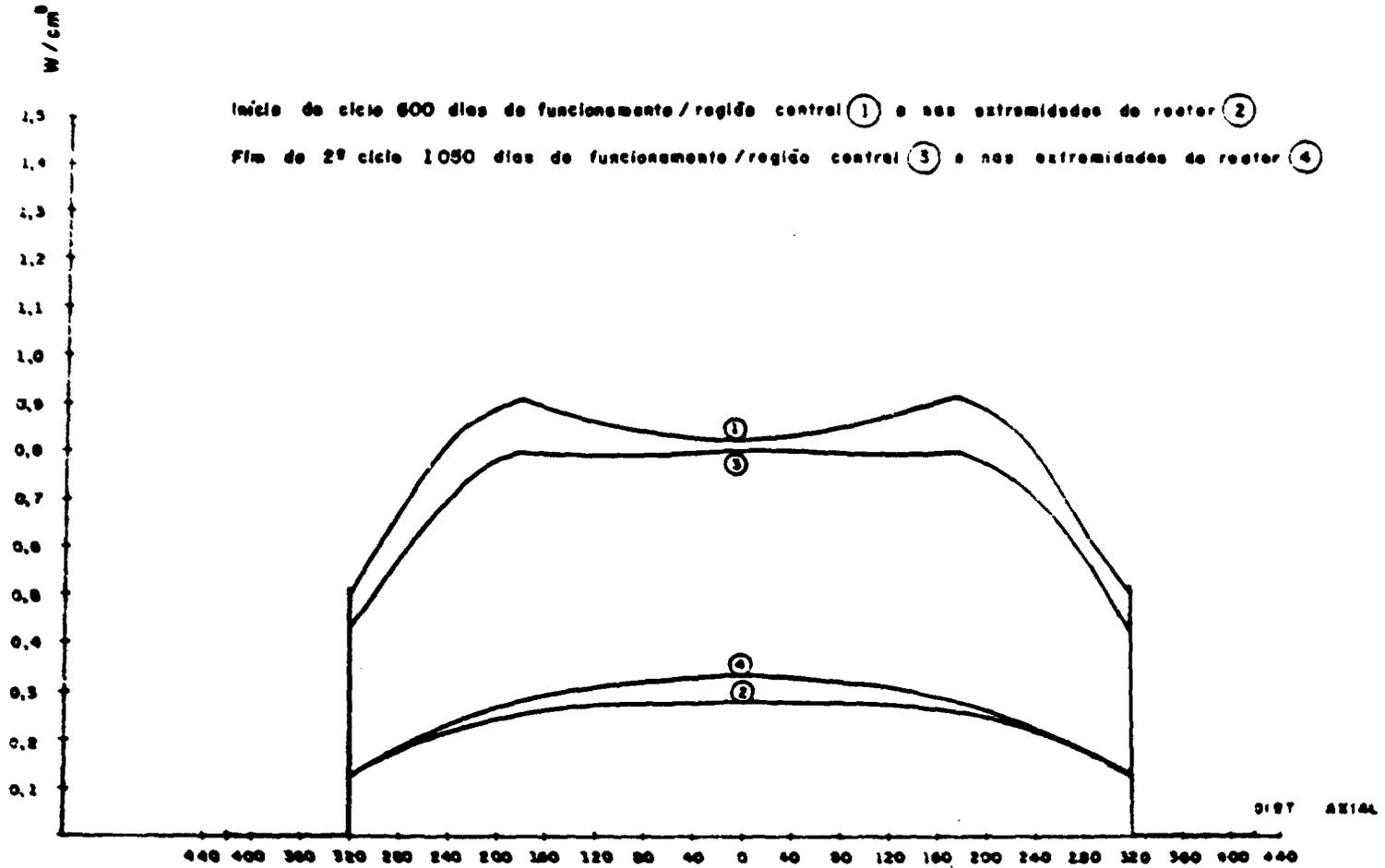
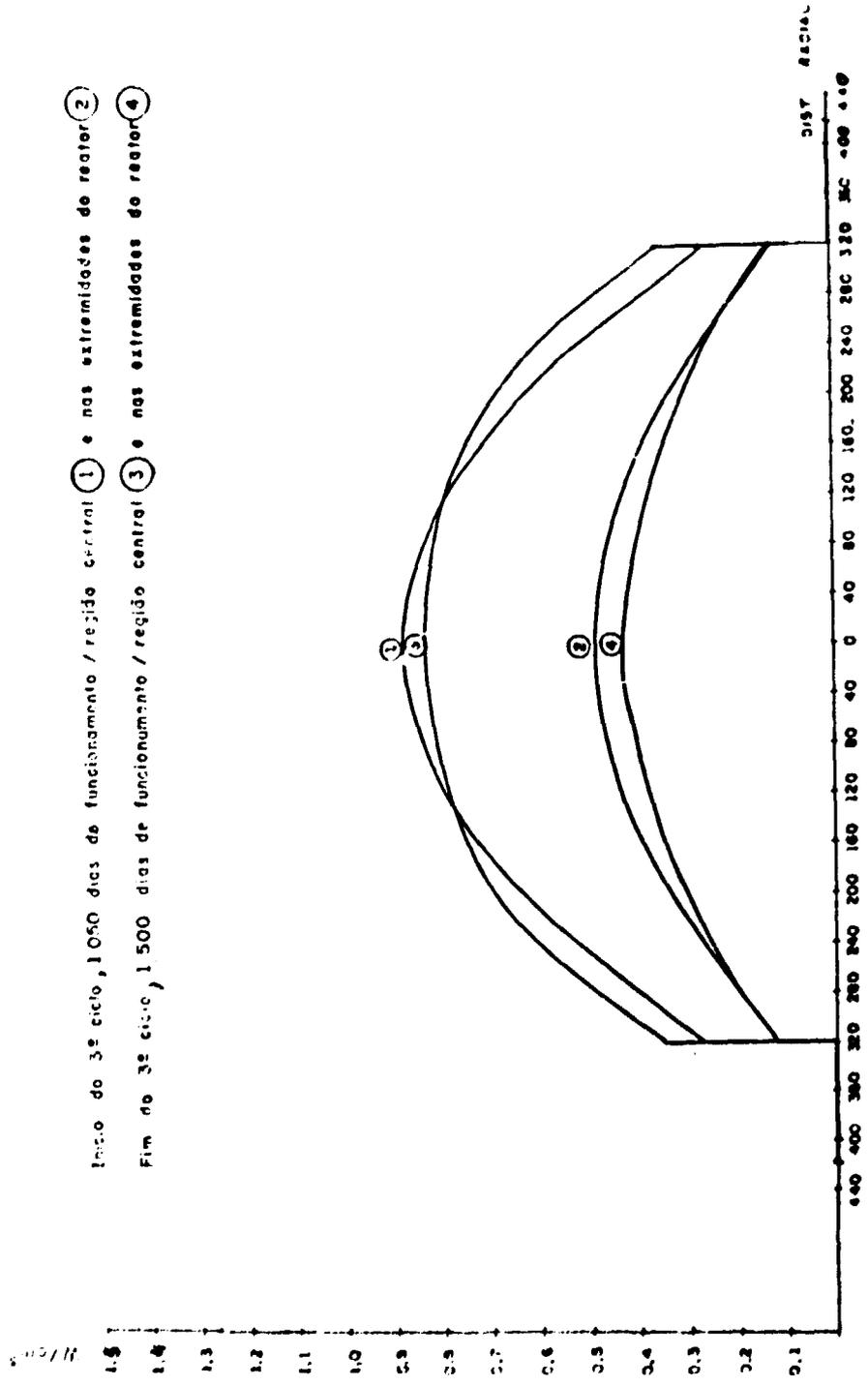


Figura 4.34 - Distribuição Axial de Densidade de Potência para o 2º Ciclo



Início do 3º ciclo, 1050 dias de funcionamento / região central ① e nas extremidades do reator ②

Fim do 3º ciclo, 1500 dias de funcionamento / região central ③ e nas extremidades do reator ④

Figura 4.35 - Distribuição Radial de Densidade de Potência para o 3º Ciclo

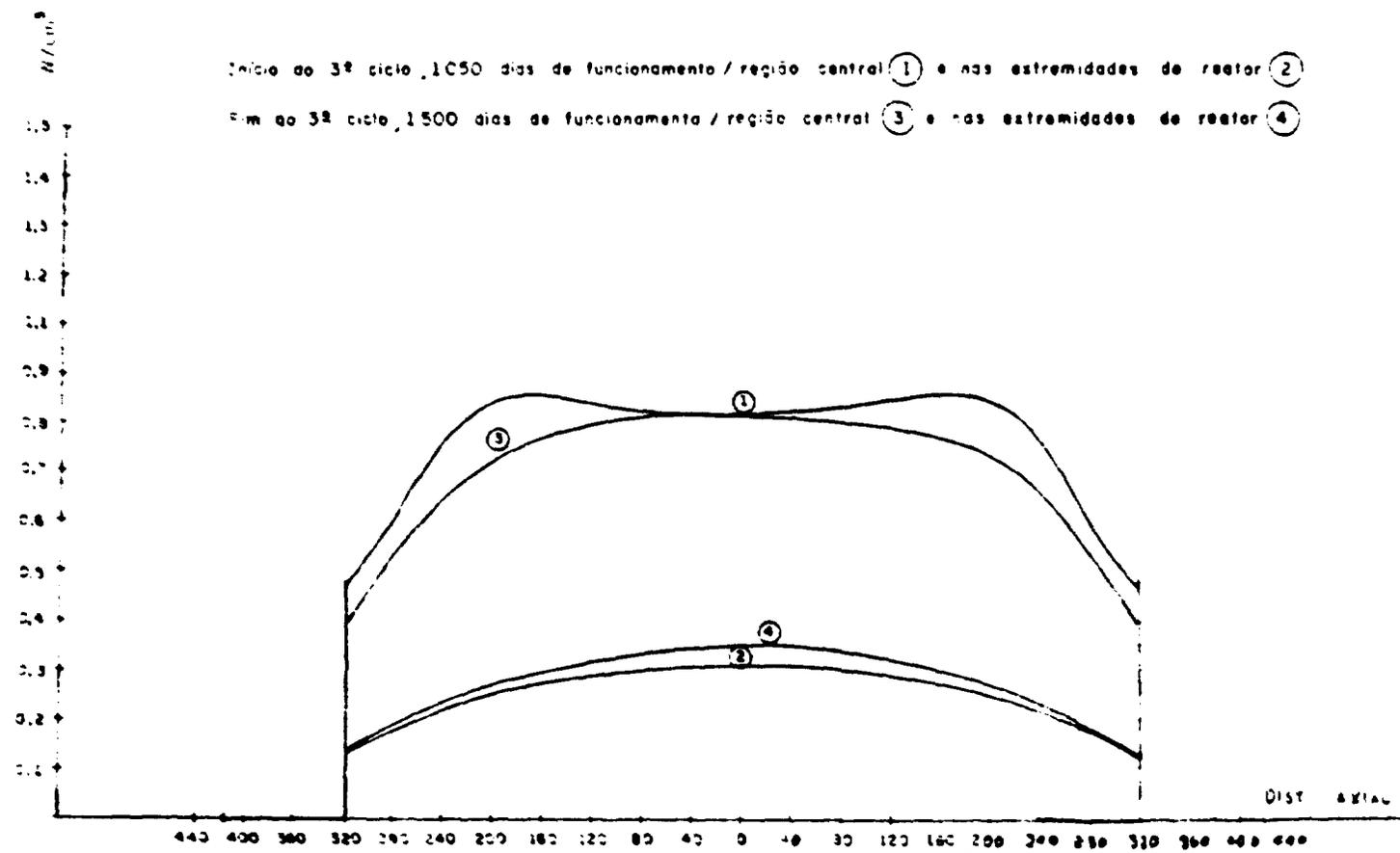


Figura 4.36 - Distribuição Axial de Densidade de Potência para o 3º Ciclo

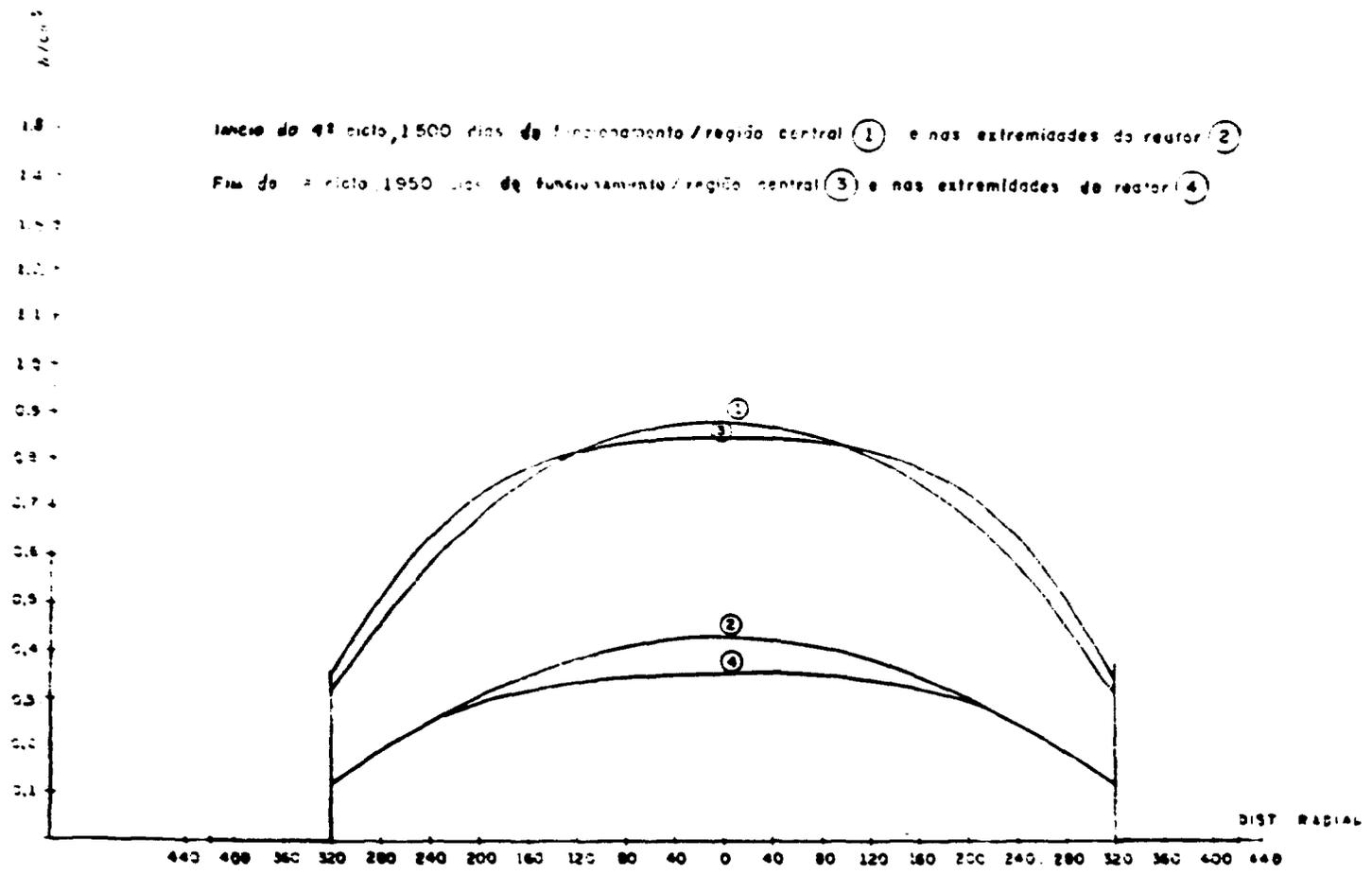


Figura 4.37 - Distribuição Radial de Densidade de Potência para o 4º Ciclo

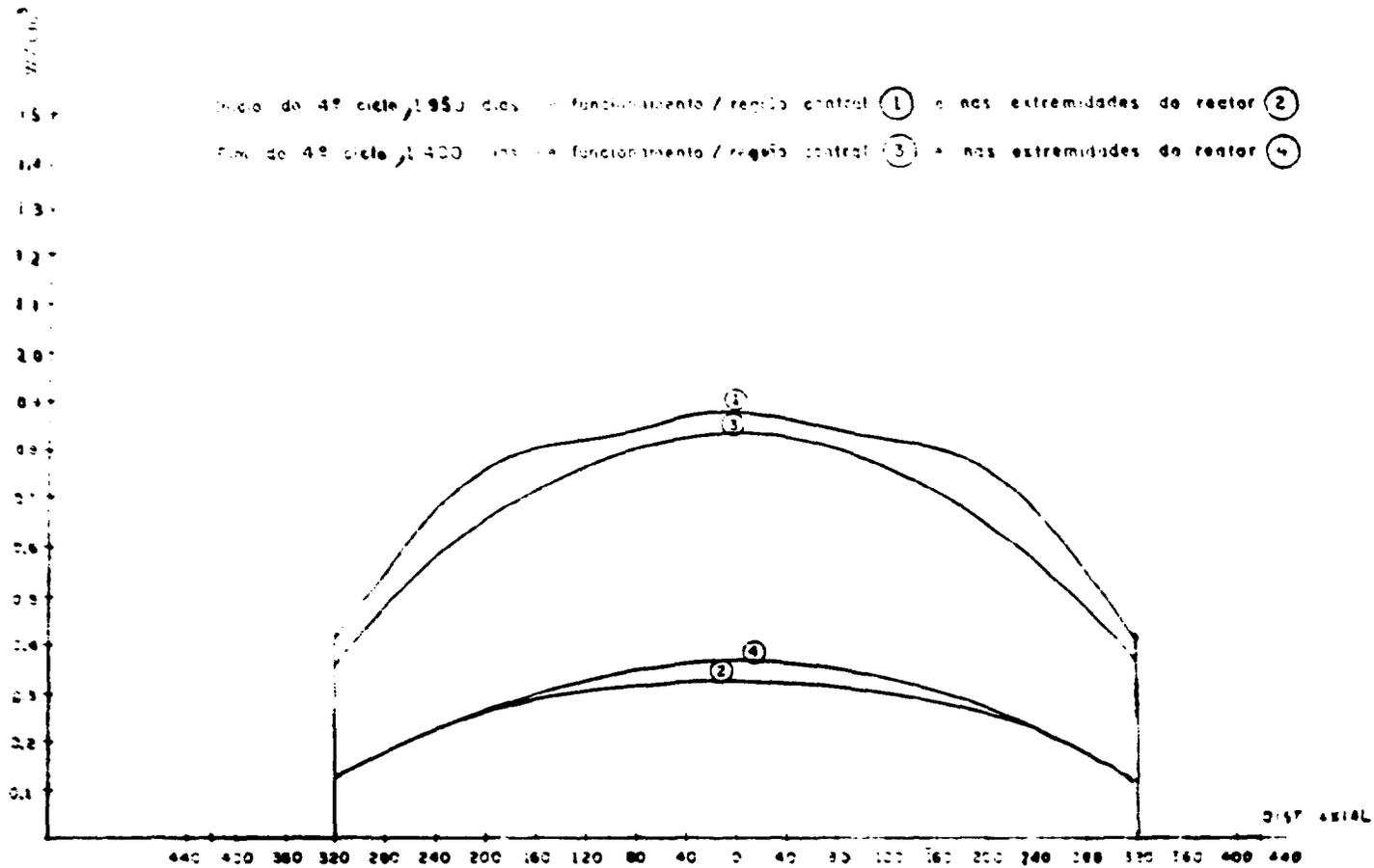


Figure 4.38 - Distribuição Axial de Densidade de Potência para o 4º Ciclo

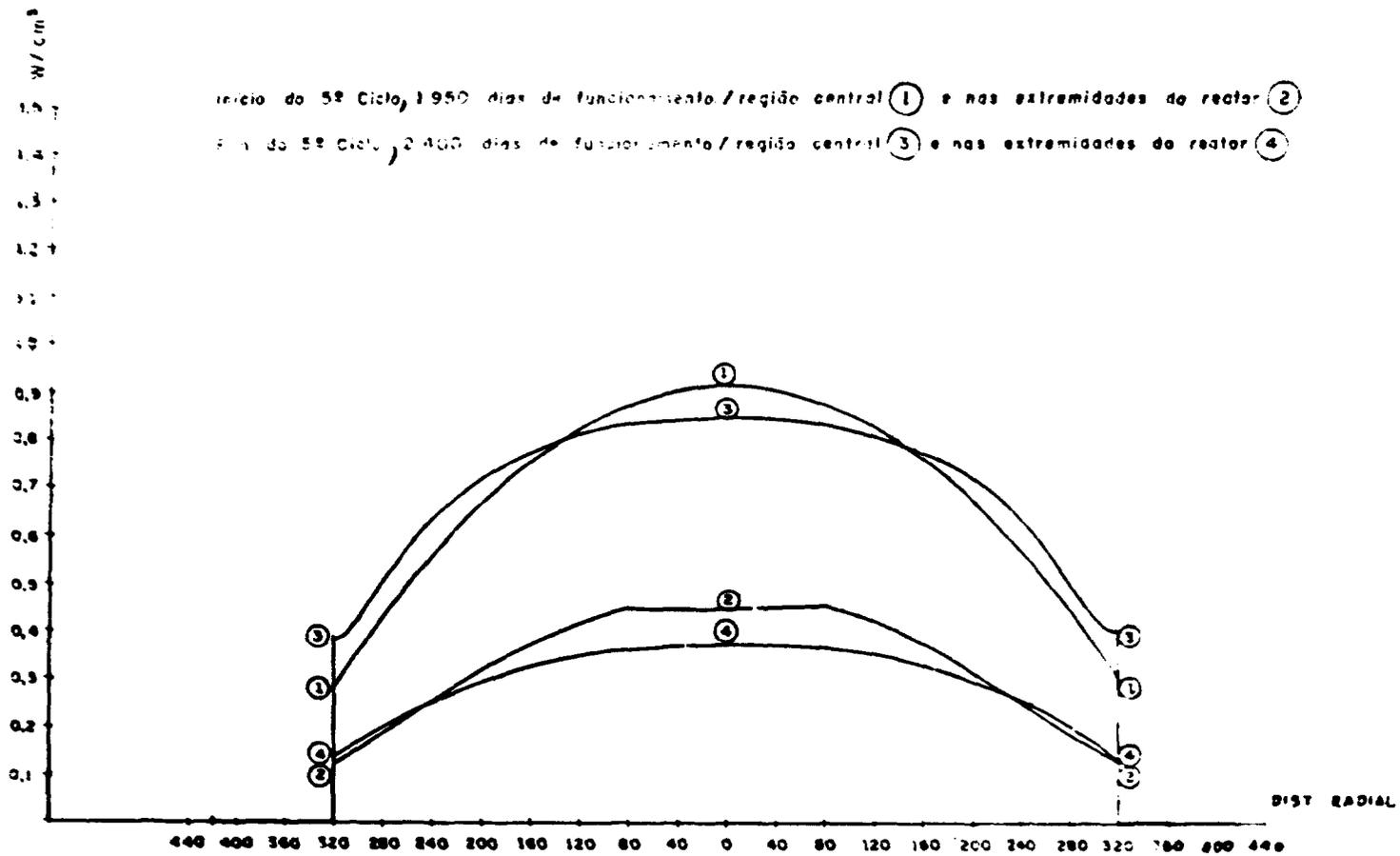


Figura 4.39 - Distribuição Radial de Densidade de Potência para o 5º Ciclo

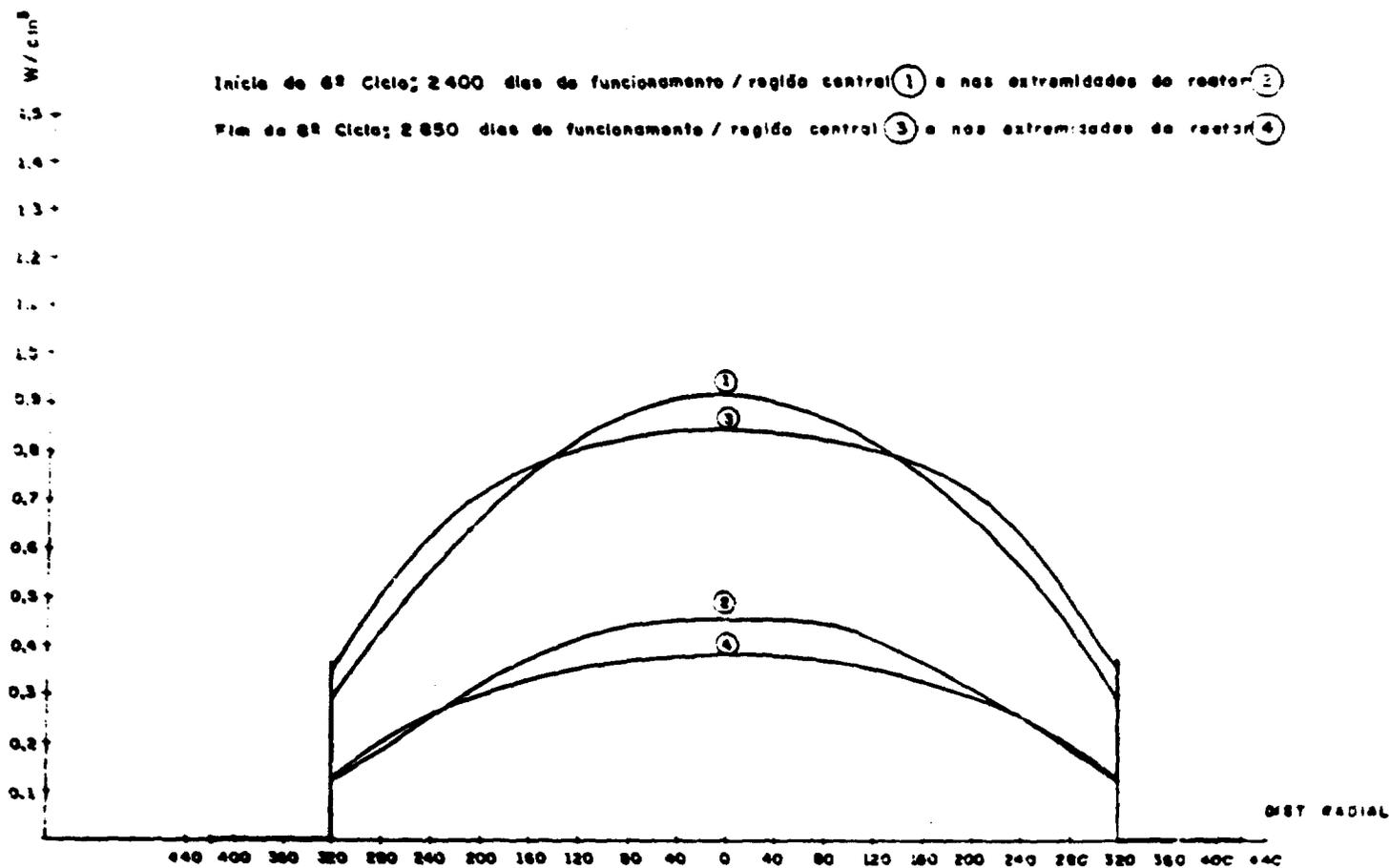


Figura 4.40 - Distribuição Radial de Densidade de Potência para o 6º Ciclo

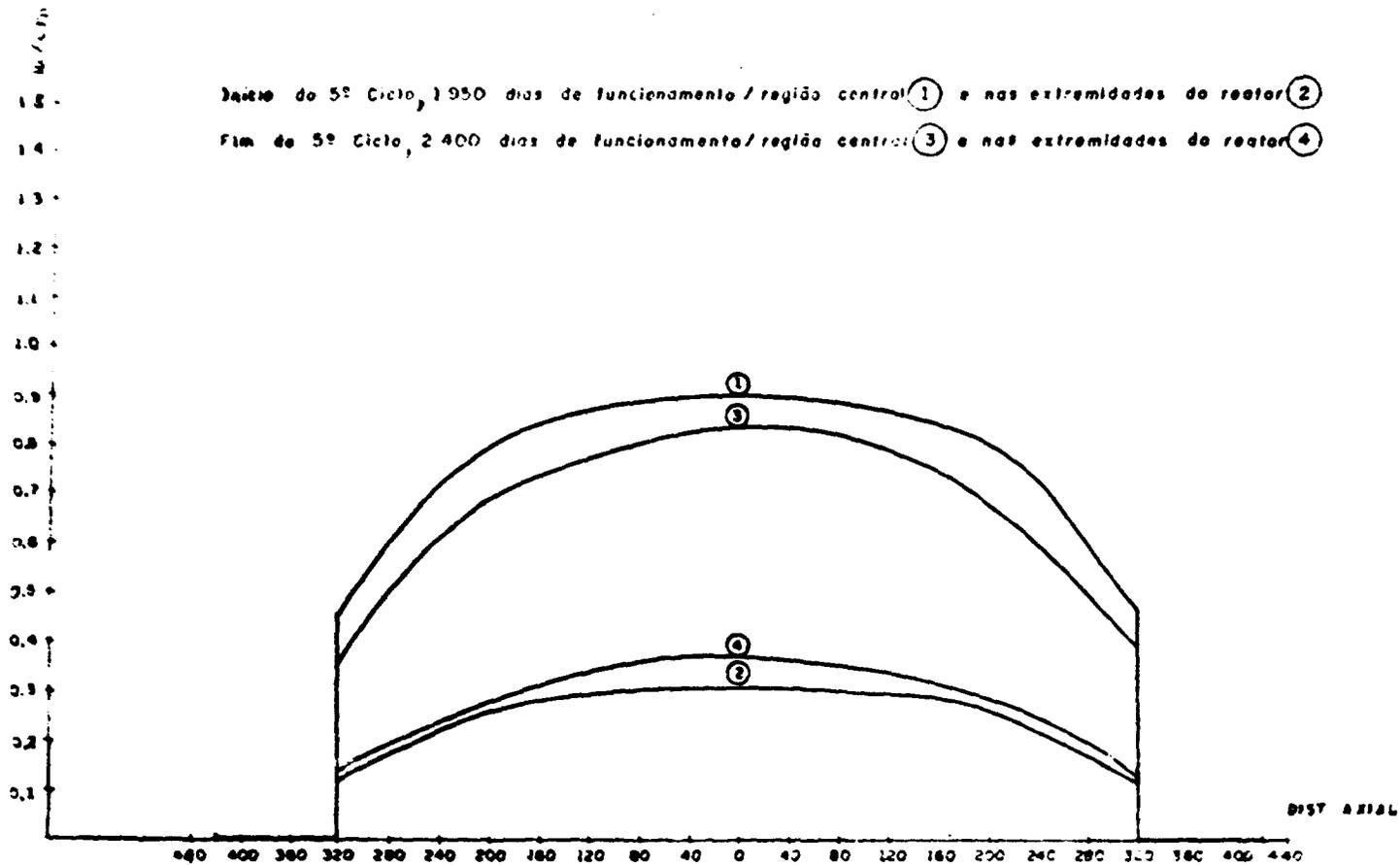


Figure 4.41 - Distribuição Axial de Densidade de Potência para o 5º Ciclo

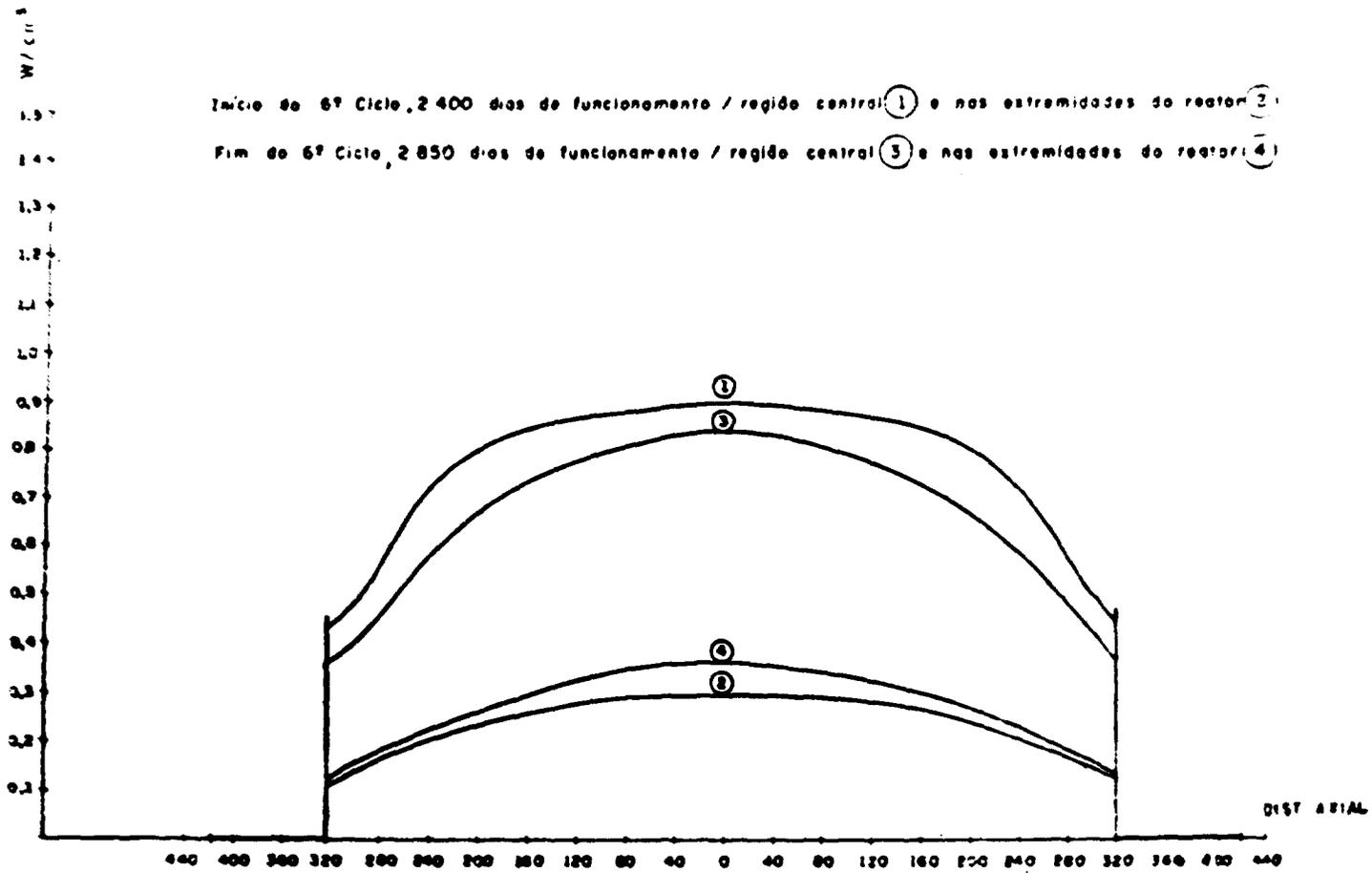


Figura 4.42 - Distribuição Axial de Densidade para o 6º Ciclo

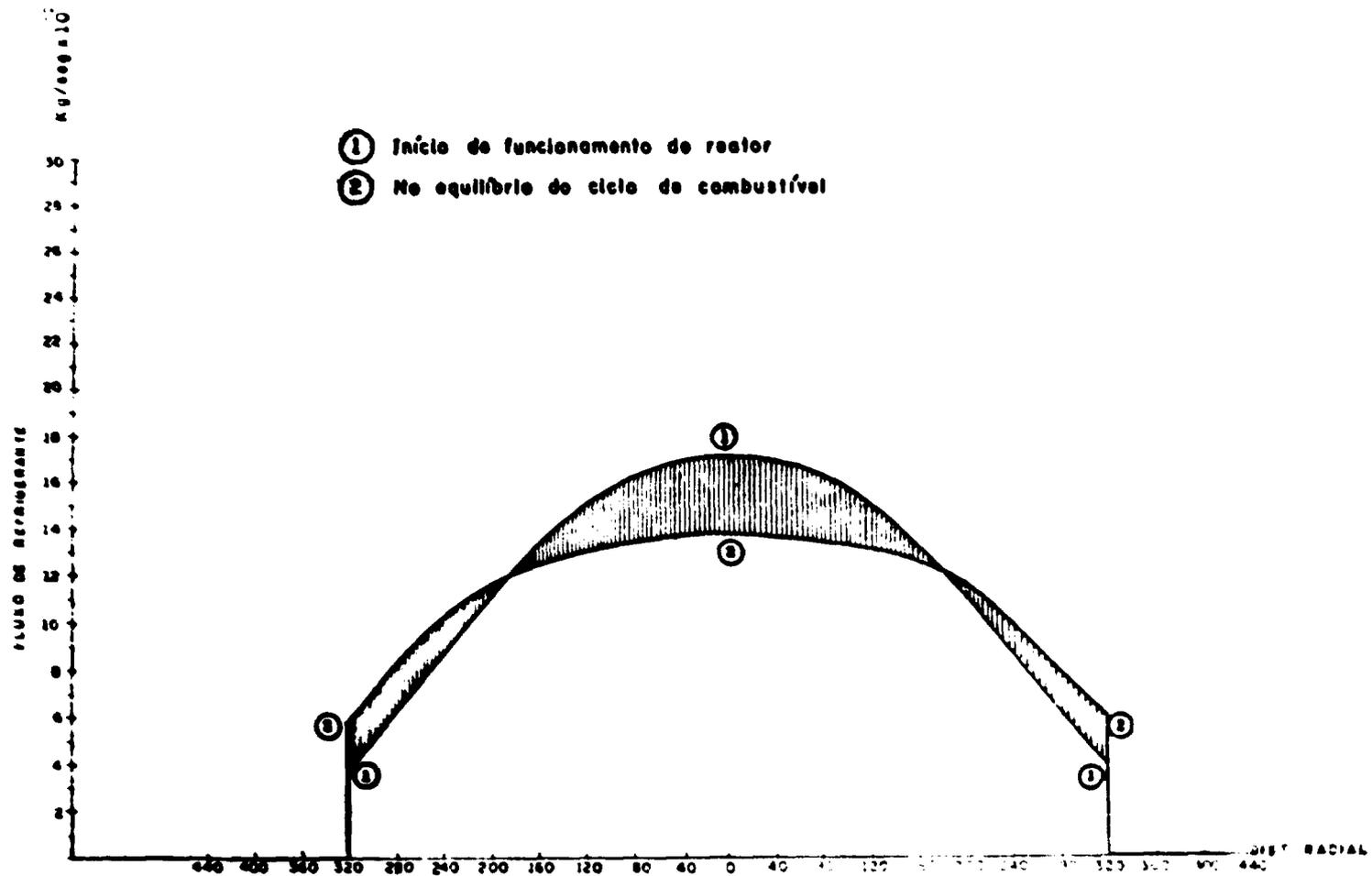


Figura 4.43 - Variação Radial do Fluxo de Refrigerante para uma Temperatura de Saída de 400°C e Entrada de 200°C para Todos os Canais

$\ln \frac{P_1}{P_2}$ = refere-se a perda de pressão devido a variação de densidade com a variação de pressão (1 a 2% do total, tipicamente).

$\frac{C_1 T_1 - C_2 T_2}{2T}$ = refere-se a perda de pressão devido ao difusor e a secção de entrada do refrigerante nos canais.

P_1 = pressão no início do canal

P_2 = pressão no final do canal

P_0 = pressão na entrada do canal

P_3 = pressão na saída do canal

T_1 = temperatura de entrada do gás

T_2 = temperatura de saída do gás

L = comprimento do canal

$\bar{\rho}$ = densidade média

f = coeficiente de atrito

d = diâmetro efetivo do canal

S_T = perímetro total do canal e da barra de combustível.

A = Área do canal livre para o refrigerante

W = fluxo de massa do refrigerante

C_1 = coeficiente de perda de pressão para a secção de entrada do canal (aproximadamente 1)

C_2 = coeficiente de perda de pressão para o difusor (entre 0,5 e 0,6)⁽¹⁰⁾.

A Figura 4.44 mostra as características de desempenho para diversos canais⁽²¹⁾.

4.5.9 – Potência de Bombeamento

Para simplicidade de cálculos, supomos que o fluido refrigerante é bombeado por um único circulador.

Em reatores refrigerados por gás, o valor econômico ótimo para a potência de bombeamento, é geralmente encontrado entre 2 e 5% do calor total produzido pelo reator, i.é., cerca de 6 – 15% do total da energia elétrica produzida.

A potência de bombeamento é dada por:

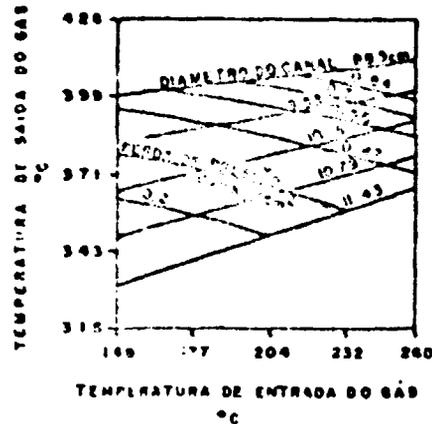


Figura 4.44 – Características Típicas de Desempenho do Elemento de Combustível para Pressão Constante do Refrigerante e Comprimento Constante do Canal.

$$P = \frac{1}{\eta} W \frac{\Delta P}{\rho_i} \quad (19)$$

onde,

η = eficiência do circulador

ΔP = aumento de pressão no circulador

ρ_i = densidade na entrada do circulador

W = fluxo de gás por unidade de tempo.

Na determinação da perda de carga total precisamos conhecer o coeficiente de atrito do gás com as superfícies trocadoras de calor. Das considerações feitas na Secção 4.5.4 concluímos que o elemento de combustível deverá ter aletas helicoidais polizonais para que o coeficiente de transferência de calor seja suficientemente alto para produzir uma temperatura máxima de 460°C na superfície do encamisamento e 580°C no centro do combustível. Para essa geometria foi determinada experimentalmente⁽³³⁾ uma série de valores do Número de Stanton e do f (coeficiente de atrito) em função do número de entradas entre as aletas, do comprimento do passo da hélice, da espessura da aleta na raiz e no topo, do Número de Reynolds \times kg/km e do diâmetro do canal. (Onde Kg e Km são as condutividades térmicas do gás e do metal, respectivamente).

Para um diâmetro de canal de 4 pol., passo da hélice de 12 pol., número de entradas igual a 30, diâmetro do topo da aleta 0,028 pol., da raiz 0,057 pol. e Número de Reynolds igual a 5.7×10^4 , temos $f \approx 1,60 \times 10^{-2}$.

Na equação 18, a parcela de perda de pressão refere-se ao atrito do gás com as paredes do canal de refrigeração no núcleo será

$$\Delta P_i = \frac{1}{\rho} \left(\frac{W}{A} \right)^2 \frac{2fL}{d_c} \quad (20)$$

onde,

d_c = diâmetro efetivo do canal

L = comprimento do canal

W = fluxo do refrigerante

A = área do canal por onde passa o fluxo de refrigerante.

Para os seguintes valores:

$$f = 1,60 \times 10^{-2}$$

$$W = 0,174 \text{ kg/seg}$$

$$A = 7,601 \times 10^{-3} \text{ m}^2$$

$$\rho = 1,672 \text{ kg/m}^3$$

$$d = 7,62 \times 10^{-2} \text{ m}$$

$$L = 6,50 \text{ m}$$

temos,

$$\Delta P_1 = 855 \text{ Kg/m}^2$$

Supomos que a perda de pressão devido a variação da densidade causada pela variação de temperatura como sendo 15% e devido a variação de pressão como 2%, o que resulta num total de 17%. Portanto, a perda total no núcleo será de 1.030 kg/m².

Como a perda no núcleo é geralmente (para esse tipo de reator) 60% da perda total no circuito primário⁽³⁷⁾, essa perda total no circuito primário será, portanto, igual a 1.716 kg/m².

Pela Equação 19 podemos calcular a potência necessária do circulador para os seguintes valores:

$$\Delta P = 1.716 \text{ kg/m}^2$$

$$W = 106 \text{ kg/seg}$$

$$\rho_i = 2,024 \text{ kg/m}^3$$

$$\eta = 0,80 \text{ kg/m}^3$$

o que resulta finalmente em

$$P = 1,1 \text{ MW} = \text{potência total consumida pelo circulador.}$$

4.5.10 – Cálculos dos Parâmetros do Circuito Secundário

4.5.10.1 – Introdução

Conforme Secção 3.14, o ciclo de vapor escolhido foi o ciclo dual⁽³⁷⁾. A análise desse ciclo em

termos de produção de eletricidade, para efeito de comparação, pode ser feita como se fosse constituído de dois ciclos simples separados com as quantidades de vapor estabelecidas por uma relação de otimização para dar maior rendimento.

Na turbina de alta pressão é expandido apenas o vapor de alta pressão, enquanto que na turbina de baixa pressão, passa o vapor que sai da turbina de alta pressão adicionado ao vapor de baixa pressão do gerador de vapor.

A eficiência da turbina de baixa pressão pode ser determinada diretamente a partir da Figura 7.14(a) e (b) Apêndice 7.7 e a potência da turbina de alta pressão pode ser determinada usando-se Tabelas de vapor e diagramas de Mollier para se determinar as condições de temperatura e pressão do vapor nas condições de operação dessa turbina.

4.5.10.2 – Condições de Vapor na Saída do Gerador de Vapor

Pela Figura 7.18(b) Apêndice 7.2 podemos estimar, para as temperaturas de entrada e saída do gás no trocador de calor de 400°C e 190°C respectivamente. A pressão do vapor de baixa pressão é igual a 16,88 kgf/cm² (240 psia).

Pela Figura 7.18(c) do Apêndice 7.2, a proporção de vapor de alta pressão para vapor de baixa pressão é igual a 6,2%.

Como a proporção das pressões normalmente usada é da ordem de 4 para 1, a pressão do vapor de alta pressão será igual a 67,51 kgf/cm² (9601 psia).

Usando-se as diferenças de temperaturas nos "pinch points" iguais a 16 e 10°C (valores comumente utilizados), as temperaturas do vapor de alta e baixa pressão serão iguais a 390 e 374°C, respectivamente.

Utilizando-se as tabelas de vapor, calculamos a quantidade de calor do gás refrigerante do circuito primário que passa para o vapor por unidade de massa do vapor e obtivemos 604 Kcal/kg.

Portanto, para uma potência de 111,05 MW_t (110 MW somado a 0,95% da potência consumida pelo circulador) deveremos ter um fluxo de vapor de 49,9 kg/seg.

A Figura 7.19 do Apêndice 7.2 mostra a expansão típica desse vapor em uma turbina dual que é 62% do vapor total, portanto, 27,2 kg/seg. Ele é expandido na turbina de alta pressão, e depois mistura-se com o vapor de baixa pressão e, em seguida, é expandido na turbina de baixa pressão. Portanto, a energia que não é transformada em energia mecânica na turbina de alta pressão para a turbina de baixa pressão. Assim, torna-se necessário determinar as condições do vapor de entrada na turbina de baixa pressão.

4.5.10.3 – Quantidade de Energia Transformada na Turbina de Alta Pressão

A quantidade de energia térmica que é transformada em energia mecânica na turbina de alta pressão é a diferença de entalpia de saída do vapor da turbina pela entalpia de entrada.

Sabemos que a pressão de saída da turbina, de alta pressão deverá ser aproximadamente igual a pressão do vapor de entrada da turbina de baixa pressão. A sua entropia é igual à entropia de entrada da turbina de alta pressão por ser expansão adiabática. (Considerando eficiência da Turbina como sendo de 100%). Portanto, usando uma tabela de vapor determinaremos as condições do vapor na saída da turbina de alta pressão. As suas características são:

Temperatura = 240°C

Pressão = 16,88 kg/cm² (440,2 lb/in²)

Entalpia = 695 Kcal/kg.

A queda de entalpia Δh , na turbina de alta pressão, será igual a 67 Kcal/kg.

Portanto, a energia transformada será igual a 1,82 MW. Para um rendimento de 95%, a energia elétrica correspondente será de 1,73 MWe.

4.5.10.4 – Condições de Vapor que Entra na Turbina de Baixa Pressão

O vapor que entra na turbina de baixa pressão é uma mistura do vapor que sai da turbina de alta pressão. As características do vapor que sai da turbina de alta pressão.

Temperatura = 240°C

Pressão = 16,88 kg/cm²

Entalpia = 695 Kcal/kg

E o vapor de baixa pressão que sai do trocador de calor, tem as seguintes características:

Temperatura = 374°C

Pressão = 16,88 kg/cm²

Entalpia = 762 Kcal/kg.

Portanto, a mistura terá (ponderada pelas massas) as características finais:

Temperatura = 300°C

Pressão = 16,88 kg/cm²

Entalpia = 720 Kcal/kg.

Pelas Figuras 7.14(a) e (b) do Apêndice 7.2, o rendimento da turbina de baixa pressão será de aproximadamente 30%.

A taxa de calor que entra na turbina de baixa pressão é igual 109,23 MW, e, portanto, a potência elétrica que sai dessa turbina será de 32,77 MWe. Assim, a potência elétrica total será obtida, somando-se as contribuições de ambas as turbinas o que resulta em 34,50 MWe.

Finalmente, deduzindo-se 6% desse total para uso no bombeamento do gás do sistema primário, e mais 5% para consumo geral da usina, a potência elétrica líquida total fornecida pela usina será de 32,3 MWe, o que corresponde a uma eficiência total de 29%.

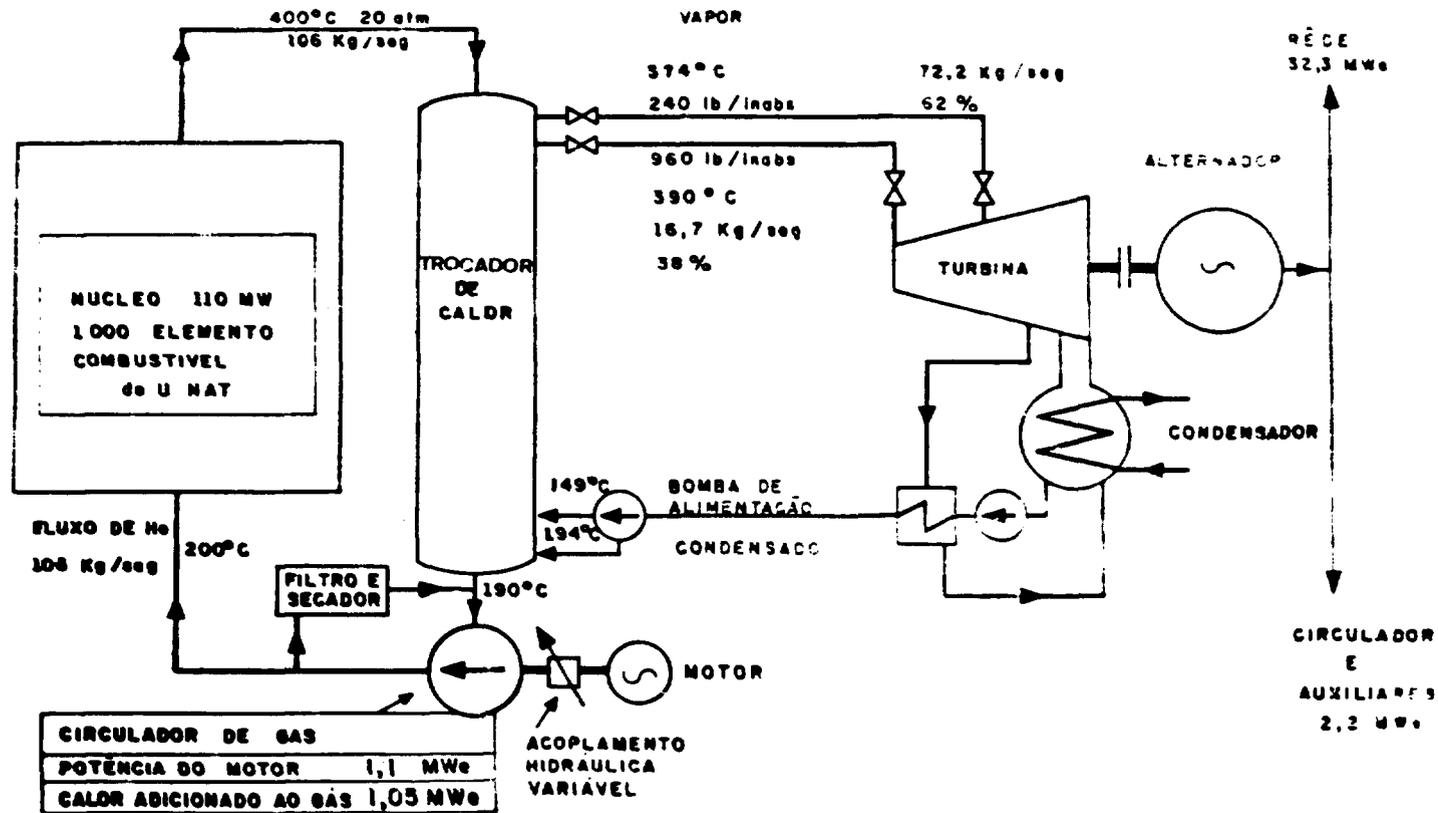


Figura 4.45 - Diagrama do Sistema Secundário

4.6 – Resultados dos Cálculos de Reator

Na Secção 4.5.3 foram determinadas as distribuições de densidade de potência, o fluxo de refrigerante e as distribuições de temperaturas, para um núcleo limpo, isto é, sem a presença de produtos de fissão e sem absorvedor para achatamento da distribuição do fluxo neutrônico. Essa situação, até certo ponto, corresponde a realidade, porque no início de funcionamento do reator, quando a concentração do Xe estabiliza-se, ainda não ocorreu produção de Pu-239 suficiente para aumentar a reatividade total do sistema. Nesse estágio de operação a baixa reatividade do sistema não permite inserir grandes quantidades de absorvedores para o achatamento, o que provoca o aparecimento de uma distribuição de densidade de potência, a mais desfavorável de toda a vida do reator.

O ajustamento do orificiamento que resulta em temperaturas abaixo dos limites críticos durante todo o ciclo, deve obedecer a essas condições iniciais. Pelas Figuras 4.28, 4.29 e Tabela IV.9, podemos ver que os fluxos de refrigerantes assim obtidos, no início do ciclo, não resulta em temperaturas acima dos limites durante o período restante do ciclo, apesar das alterações nas distribuições de densidade de potência no decorrer do ciclo devido à queima do combustível e o achatamento intencional do fluxo.

Nas Figuras 4.31 a 4.42 são apresentadas as distribuições de densidade de potência para cada ciclo, no centro e nas extremidades superior e inferior do reator, para início e fim dos ciclos, mostrando com isso a evolução do núcleo até o equilíbrio do ciclo. Podemos notar, analisando essas curvas e a Tabela IV.13, para os valores dos fatores de forma do fluxo, que as distribuições de densidade de potência são bastante uniformes, mesmo em condições de pré-equilíbrio do ciclo de recarregamento, proporcionando com isso, um maior aproveitamento do combustível e uma maior potência por volume do reator.

Foram feitos os gráficos de distribuição de temperaturas apenas para o cálculo inicial (Figura 4.28 e 4.29) porque, para todos os outros casos, o formato das curvas é o mesmo, e nos interessa principalmente, os valores máximos das temperaturas do refrigerante, do encamisamento, e do combustível, que são mostrados na Tabela IV.9. Essa Tabela apresenta os resultados dos cálculos considerando-se os casos de um orificiamento inicial permanente, isto é, sem ajuste posterior durante a vida útil do reator, e o caso de orificiamento ajustável em cada parada do reator durante trocas de combustível.

Analisando apenas do ponto de vista das temperaturas máximas alcançadas, sem levarmos em conta as dificuldades de ajuste do orificiamento, em cada ciclo, e a segurança envolvida nessas operações, chegamos à conclusão que o melhor sistema é o de ajuste periódico em cada recarregamento porque ele possibilita que o reator seja operado durante maior tempo em temperaturas mais próximas dos limites sem que estes sejam atingidos. Por outro lado, para o caso de orificiamento permanente, isso não é possível por causa da necessidade de deixar margem a maiores limites de segurança.

As temperaturas mais altas são necessárias para que se obtenha maior rendimento global do sistema.

Os cálculos de perda de pressão, potência de bombeamento e rendimentos do sistema secundário, estão dentro dos valores considerados satisfatórios para os nossos objetivos. Podemos notar que a potência de bombeamento é bastante baixa se comparada com os casos similares utilizando outros refrigerantes. Isso se deve ao fato do uso do hélio como refrigerante.

Os resultados da termodinâmica da usina, aqui apresentados, estão longe de serem definitivos, por resultarem de muitas simplificações e simulações efetuadas para facilidade de cálculos. Também, foram adotados diagramas aproximados nas avaliações dos parâmetros.

Outras fontes de incertezas que podemos localizar nestes cálculos situam-se nas secções de choque nas determinações das impurezas da grafita, dimensões dos componentes, e na escolha dos

intervalos de queima. Contudo, mesmo aqui podemos assegurar que os resultados de um refinamento de cálculo posterior, não modificarão radicalmente os dados obtidos. Essa afirmação se baseia na longa história de mais de 10 anos de aplicações bem sucedidas dos programas de computação aqui utilizados e a confirmação dos resultados de cálculo, nos casos aplicáveis, com os dados operacionais dos reatores ingleses, similares ao reator examinado.

A Figura 5.1 apresenta uma concepção artística da usina, que é uma adaptação de uma usina americana movida por um reator super-conversor refrigerado por gás.

A Figura 5.2 foi criada pelos Engenheiros da Coordenadoria de Engenharia Nuclear do IEA, e representa um "layout" do sistema nuclear supridor de vapor. Esse desenho sintetiza as idéias enunciadas nesse estudo e leva em conta as definições já estabelecidas.

5 – RESULTADOS

Neste capítulo fazemos uma sùmula dos resultados obtidos. Esses resultados servirão como uma primeira tentativa de aproximação aos resultados finais para utilização no detalhamento do projeto desta usina experimental. A determinação das especificações finais do projeto somente serão obtidas através de um processo iterativo contínuo, elaborado e longo que foge aos propósitos desta avaliação preliminar.

1 – Dados Gerais

- Tipo de Reator – Gás Grafita Urânio Natural
- Propósito – Protótipo Experimental, Desenvolvimento de Tecnologia
- Localização – Indefinida
- Data prevista para operação – Indefinida
- Situação presente – Projeto preliminar
- Custo estimado incluindo P & D – Cr\$ 2,0 – 2,5 bilhões
- Custo de construção da usina – Cr\$ 1,1 – 1,5 bilhões
- Tempo total de execução do projeto – 10 anos

2 – Capacidade da Usina

- | | |
|-----------------------------|----------|
| – Potência térmica | 110 MWt |
| – Potência elétrica total | 34,5 MWe |
| – Potência elétrica líquida | 32,3 MWe |

3 – Núcleo do Reator

- | | |
|----------------------------|------------|
| – Configuração | Cilíndrica |
| – Diâmetro equivalente | 788 cm |
| – Altura equivalente | 788 cm. |
| – Diâmetro do núcleo ativo | 650 cm |

- Altura do núcleo ativo	650 cm
- Fluxo térmico máximo	$2,25 \times 10^{13}$ n/cm ² .seg.
- Fluxo rápido máximo (> 0,01 MeV)	$7,78 \times 10^{12}$ n/cm ² .seg.
- Fluxo térmico médio	$1,42 \times 10^{13}$ n/cm ² .seg.
- Fluxo rápido médio	$1,15 \times 10^{12}$ n/cm ² .seg.
- Massa total de combustível	379 Kg de U-235 e 52.926 Kg de U-238
- Massa total de grafita	790 ton.
- Fator de forma axial	1,17
- Fator de forma radial	1,44
- Fator de forma total	1,75
- Densidade de potência máxima em equilíbrio	0,90 W/cm ³
- Densidade de potência média em equilíbrio	0,5 W/cm ³
- Burnup máximo	3.430 MWD/T
- Burnup mínimo	2.892 MWD/T
- Burnup médio	3.200 MWD/T
- Fator de conversão inicial	0,827
- Fator de conversão médio	0,74
- Fator de conversão máximo	0,827
- Período de recarregamento	456 dias
- Fator de carga do sistema (estimativa)	0,90
- Venenos queimáveis	Boro disperso e barras de controle
- Número de canais de combustíveis	1.023
- Diâmetro dos canais	4 pol. - 10,16 cm
- Espaçamento entre os canais	8 pol. - 20,32 cm

4 - Elemento de Combustível

- Tipo	Urânio natural metálico
- Forma	barras cilíndricas
- Diâmetro	1 pol. - 2,54 cm
- Comprimento	40,63 cm
- Densidade (átomo-barn)	U-235 = 4.50×10^{-6} U-238 = 6.21×10^{-6}
- Número de elementos sobrepostos por canal	16
- Número total de elementos	16.368
- Temperatura máxima do centro do combustível	580°C.
- Temperatura da superfície do combustível	450°C
- Quantidade total de U-natural	53,305 ton.

5 – Encamisamento

– Material	MAGNOX
– Diâmetro externo	2,88 cm
– Espessura da parede	0,17 cm
– Formato da superfície externa	Aletas helicóidais
– Diferença de temperatura na fenda entre combustível e encamisamento	5 a 10°C.

6 – Moderador

– Material	Grafita
– Formato dos blocos	Cilindro hexagonal me- ciço com furo central de diâmetro = 4 pol.
– Densidade	$7,5 \times 10^{-2}$ (átomos/cm ³ b)
– Pureza	Nuclearmente pura, 0,05ppm de boro
– Dimensões dos blocos	Distância entre faces paralelas 21,34 cm altura por 81,26 cm
– Método de sustentação	Rolamento e chapa de aço
– Temperatura média da grafita	350°C
– Vida útil	30 anos
– Fluência total máxima em 30 anos (> 0,01 MeV)	$6,7 \times 10^{21}$ nvt

7 – Dados Nucleares

– “Pitch” regular	8 pol
– Fator de utilização térmica	0,890
– Fator de escape à ressonância	0,83
– Fator de fissão rápida	1,176
– Constante de multiplicação inicial (reator quente)	1,042
– Coeficiente de difusão média	0,789 cm
– Área de difusão	359 cm ²
– Área de moderação	260 cm ²

8 – Refletor

– Material	Grafita
------------	---------

- Dimensões	Espessura total de 100 cm
- Blocos	Hexagonais de 81,26 cm de altura – raio equivalente 20 cm.
- Quantidade	$2,67 \times 10^8 \text{ cm}^3$
- Temperatura de operação média	175°C

9 – Vaso de Pressão

- Tipo	Concreto Pretendido, "Teledial"
- Forma	Cilíndrico com multi-cavidade
- Diâmetro externo	27,6 m
- Diâmetro interno	10,0 m
- Altura total	24,3 m
- Pressão máxima de trabalho	20 atm
- Número de penetrações superiores	147

10 – Blindagens

- Blindagem térmica	Lã de caolin
- Blindagem biológica	Concreto armado

11 – Sistema primário de refrigeração

- Refrigerante	Hélio
- Direção do fluxo	De baixo para cima
- Fluxo	106 kg/seg.
- Pressão de trabalho	20 Atm.
- Temperatura de entrada	200°C
- Temperatura de saída	400°C
- Perda de pressão no carço	855 kg/m^2
- Velocidade média	13 m/seg
- Tipo de circulador	Turbina acionada por eletricidade
- Número total de circuladores	3
- Fluxo de massa no circulador	106 kg/seg.
- Eficiência do circulador	80%
- Potência total consumida pelo circulador	1,1 MW

- Número de circuitos 3
- Perda de pressão total 1.716 kg/m²

12 – Sistema Secundário de Refrigeração

- Refrigerante Água
- Número de trocadores de calor 3
- Temperatura de entrada do gás no trocador 400°C
- Temperatura de entrada da água no trocador 149°C
- Pressão de saída do vapor 67,51 e 16,88 kg/cm²
- Qualidade do vapor > 99,5%
- Fluxo do gás 106 kg/seg.
- Fluxo da água de alimentação
- Fluxo do vapor produzido 43,9 kg/seg.
- Vapor da turbina de alta pressão
 - Temperatura de entrada 390°C.
 - Temperatura de saída 240°C.
 - Pressão de entrada 67,51
 - Pressão de saída 16,88
- Vapor da Turbina de baixa pressão
 - Temperatura de entrada 374°C.
 - Pressão de Entrada 16,88

13 – Ciclo de Combustível

- Carregamento de combustível novo na periferia e descarregamento do combustível queimado no centro num período de 450 dias.

14 – Ciclos de Vapor

- Ciclo Dual com reaquecimento

15 – Tubo Alternador

- Número de conjuntos 1
- Potência máxima 35 MWe
- Velocidade de rotação 3.600 RPM
- Voltagem do gerador
- Eficiência 97 %

16 – Método de Achatamento do Fluxo

- Barras com boro colocadas e retiradas lentamente na região central conforme necessidades de reatividade e remanejamento de combustível, i.e., combustível queimado nas regiões de maior fluxo e combustível novo nas regiões de menor fluxo.

17 – Método de Orificiamento

- Permanente ajustado no início de cada carregamento

18 – Método de Recarregamento

- Cada 456 dias de queima descarrega-se a parte central e faz-se um remanejamento, nas posições dos elementos de combustível e carrega-se as zonas da periferia com combustível novo.

6 – CONCLUSÕES GERAIS E RECOMENDAÇÕES

6.1 – O Encamisamento do Combustível

A escolha do "Magnox" como material para o encamisamento do combustível está fundamentada nos critérios básicos de que o elemento de combustível deve ser tecnologicamente fácil de se fabricar a um baixo preço. A baixa queima (burnup) prevista é compatível com esse tipo de encamisamento. Como a temperatura do centro do combustível de urânio metálico estão limitadas a 580°C, as temperaturas máximas da superfície do combustível estão dentro do limite permissível do "Magnox", portanto, do ponto de vista de limites de temperaturas não há necessidade de um material com limite mais alto.

Maiores temperaturas exigem combustíveis cerâmicos, portanto, enriquecimento isotópico do urânio, o que contraria a filosofia básica inicial do projeto.

6.2 – O Moderador

Na Secção 3.5 foram feitas apenas algumas abordagens sobre o moderador. Esta parte do projeto é bastante importante, porque é ela que garante a integridade estrutural do reator interferindo diretamente nos problemas neutrônicos. Portanto, deve-se fazer uma otimização dos parâmetros estruturais e neutrônicos. A estrutura proposta, ou seja, o empilhamento dos blocos de grafita com os elementos de combustível posicionados em canais no centro de cada bloco, por onde passa o refrigerante, está sujeita a vários fatores que dependem das condições de funcionamento do reator, a saber:

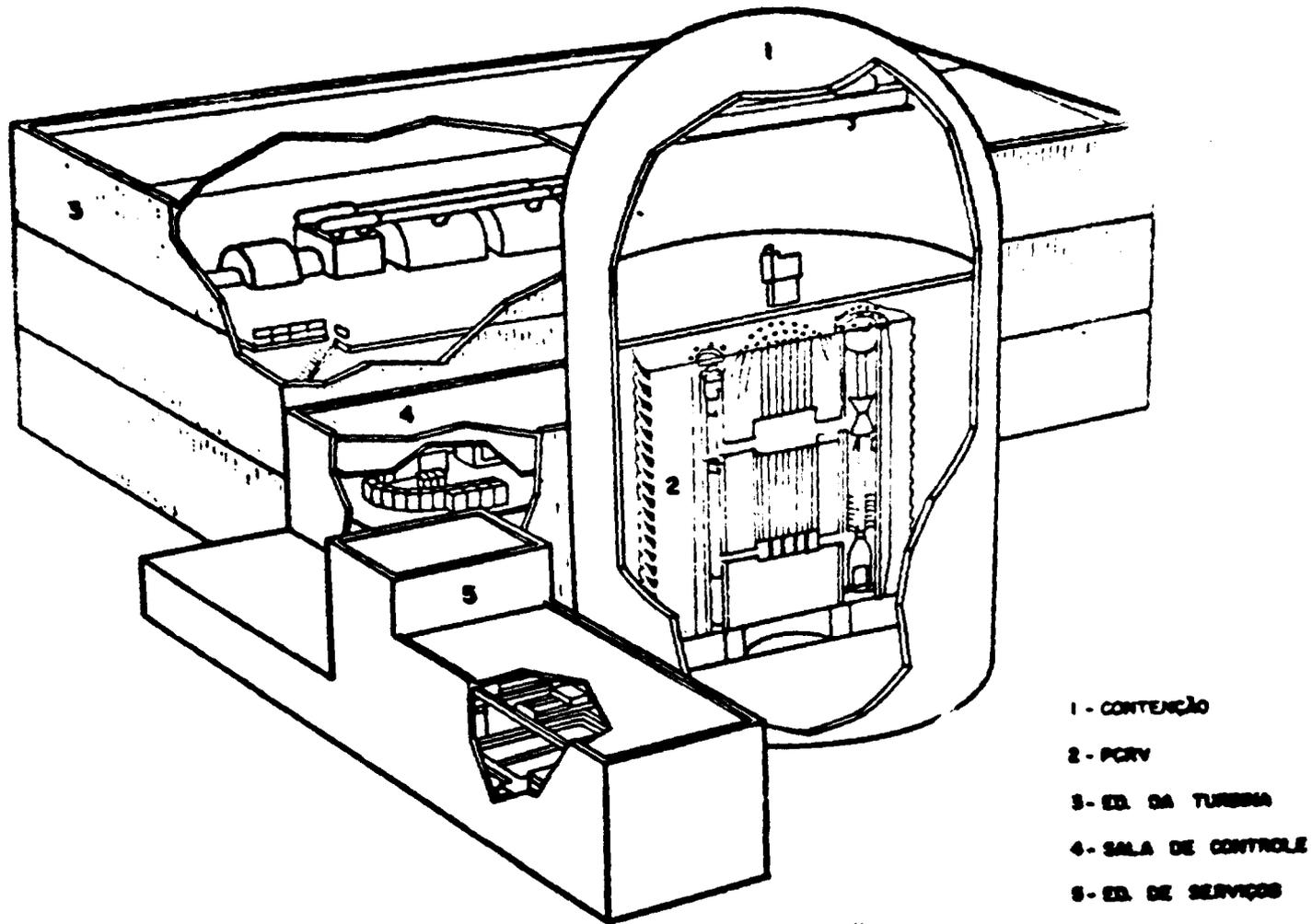


Figura B.1 - "Concepção Artística da Usina"

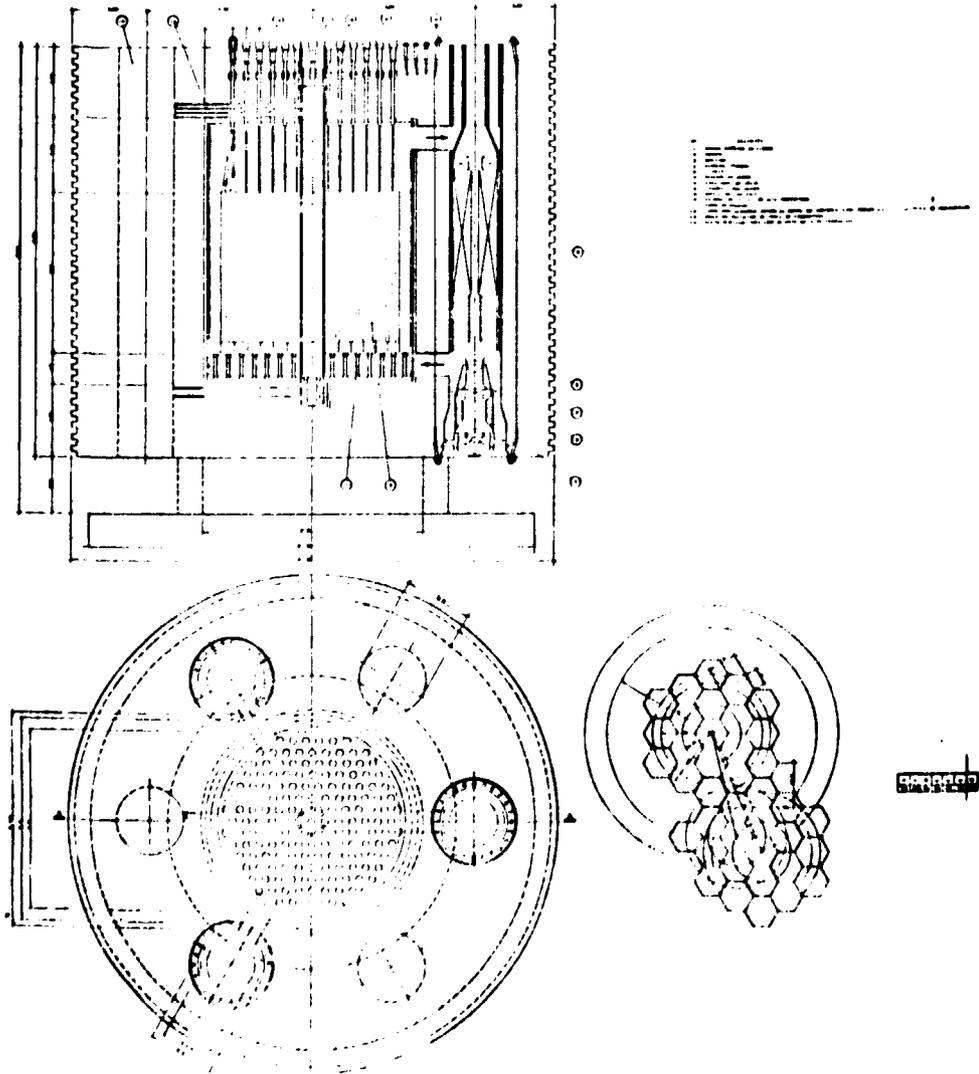


Figura 5.2 - "Lay-Out do Sistema Primário"

- a) A irradiação provoca o armazenamento de energia cuja liberação pode ocorrer repentinamente em função dos níveis de energia atingidos pela grafita. Portanto, o projeto de um reator com esse material como moderador deve prever a operação em níveis de temperaturas dentro de faixas determinadas pelas características particulares da grafita, para evitar liberação súbita da energia armazenada. Deve-se estabelecer um programa de recozimento lento da energia armazenada, provocado periodicamente, antes que a energia armazenada atinja níveis cuja liberação potencial resultaria em acidentes catastróficos para a estrutura da grafita.
- b) O aumento da temperatura e os efeitos de irradiação provocam mudanças dimensionais em direções preferenciais nos blocos de grafita, o que pode causar o desalinhamento dos canais de combustível ou de controle e o consequente emperramento das barras de controle, ou dos elementos de combustíveis. Portanto, esses fenômenos devem ser bem conhecidos, para que seus efeitos possam ser cancelados.

6.3 – O Esquema de Recarregamento

Entendemos aqui como esquema de recarregamento, a programação das posições ocupadas e a permanência em cada posição dos elementos de combustível, bem como as operações da máquina de recarregamento, necessárias para efetuar a movimentação desses elementos.

Os critérios adotados para projetar um esquema de recarregamento devem visar principalmente os aspectos de segurança, o que leva a escolha de um esquema simples, lógico e bem definido. O fator é o econômico: a queima do combustível deve ser a maior possível sem resultar em perda total de reatividade acima de níveis que tornam impossível o funcionamento do reator e nem danifique a integridade dos elementos de combustível⁽³⁹⁾. Dentro desses critérios, as possibilidades são muitas e deve-se fazer um estudo comparativo para os diversos casos. Efetuamos apenas os cálculos de um esquema, para que servisse como exemplo. Nesses cálculos usando o programa de computação CITATION deparamos com uma dificuldade característica desse particular tipo de reator, de a reatividade no início de cada ciclo ser menor que os estágios posteriores, com variações bastante rápidas e acentuadas. Isso impõe a necessidade de um grande número de períodos de queima de tempo de duração curto, o que aumenta muito o tempo de computação.

No estudo feito, não foi levado em conta o reprocessamento do elemento de combustível usado. Recomendamos que em estudos posteriores seja considerado o reprocessamento nos ciclos de combustível por causa da grande quantidade de plutônio existente no combustível usado. Contudo, advertimos que sob o ponto de vista puramente econômico esses ciclos não se mostrarão favoráveis dado a grande quantidade relativa do urânio necessário de ser reprocessado. As possibilidades existentes de melhora dos esquemas de recarregamento são as de variação do número de zonas recarregadas, da seqüência do remanejamento das posições e dos tempos de permanência em cada posição, com a redução ou aumento da freqüência de recarregamento. Recomenda-se fazer o cálculo do recarregamento do reator em marcha apesar das complicações impostas pela nova máquina de recarregamento.

6.4 – O Ciclo de Vapor

O ciclo de vapor mais indicado para a faixa de temperatura de saída do refrigerante desse tipo de reator é o ciclo dual. Porém, dentro desse ciclo existem muitas variáveis a serem otimizadas, a saber: temperatura de entrada da água no gerador de vapor, título de vapor de alta e baixa pressão, temperaturas e pressões de vapor etc.

Os cálculos aqui realizados são importantes para a definição das características gerais, e a compreensão das interligações entre as variáveis.

6.5 – A Secção de Testes de Materiais

Na Figura 5.2 é mostrado o núcleo do reator, onde aparece, no centro, um circuito de refrigeração independente, e que foi colocado tentativamente para ser usado em teste e desenvolvimento de materiais em altas temperaturas e irradiação. Esta secção será projetada para ser removível pois a sua utilização implicará na utilização do urânio enriquecido.

Apesar de sua construção não estar prevista na primeira fase, será necessário um exame cuidadoso de viabilidade técnica, considerando-se a sua grande utilidade como instrumento de pesquisa e desenvolvimento de materiais nucleares.

6.6 – Geometria e Dimensões

Nos cálculos detalhados, será preciso otimizar a geometria e as dimensões do núcleo, dos blocos de grafita, do canal e do combustível, uma vez que nos cálculos preliminares não foram levados em conta muitos fatores menores que, somados, exercem uma influência significativa no projeto final, apesar de não introduzir modificações fundamentais.

6.7 – As Superfícies de Troca de Calor dos Elementos de Combustível

Um item bastante importante no projeto de um reator de gás são as superfícies de troca de calor dos elementos de combustível. Na sua otimização, entram fatores neutrônicos, devido às quantidades de materiais a serem introduzidos no núcleo, fatores termohidráulicos provenientes do aumento da superfície de troca de calor, através de aletas, e uma maior perda de pressão. Fatores estruturais e fatores tecnológicos envolvidos na fabricação de superfícies mais complicadas deverão ser examinadas.

6.8 – Cálculos de Cinética e Transientes do Reator

Num cálculo posterior será preciso verificar o comportamento cinético desse reator, bem como o comportamento sob transientes provocados por condições de acidentes. Relacionado diretamente com essas variáveis está o projeto de controle e instrumentação da usina. Não abordemos esse aspecto do problema por tratar-se de um detalhe que não influe nas definições básicas do projeto proposto.

Finalmente, outros aspectos como segurança e economia também devem ser verificados. Apesar de não se pretender que esse primeiro protótipo seja econômico será preciso realizar uma otimização localizada.

7 – APÊNDICE

7.1 – Programas de Computação Utilizados

Os cálculos de criticalidade de um reator compreendem normalmente duas etapas, a saber, a determinação dos parâmetros microscópicos e o estudo macroscópico do sistema. Por este último entendemos, principalmente o cálculo da massa crítica, da distribuição global do fluxo dos nêutrons e da queima do combustível. O estudo microscópico do reator ocupa-se com a estrutura fina do fluxo, efeitos locais das heterogeneidades e, finalmente, da determinação das secções de choque dos multigrupos, que servirão como parâmetros conhecidos para análise de difusão do reator como um todo. Esta fase preliminar do estudo de criticalidade somente pode ser tratada convenientemente por meio da teoria de

transporte, uma vez que se procura determinar com rigor as taxas de colisão dentro e nas imediações das heterogeneidades, em distâncias inferiores e da ordem de uns poucos livres percursos de transporte. O conhecimento das variações das densidades de reação permitirá calcular secções de choque que incluem os efeitos da distribuição heterogênea dos elementos absorvedores no caroço e, então, proceder ao estudo macroscópico do reator sob a hipótese de que este constitui-se de uma ou mais misturas homogêneas dos diversos elementos constituintes (moderador, materiais físeis, férteis, estruturais e refrigerantes).

7.1.1 – O Programa HAMMER

Utilizado para o cálculo das secções de choque, o programa de computação HAMMER⁽²²⁾, desenvolvido em Savannah River Laboratory, por S. E. Swidi e H. C. Honeck. Este programa compreende cinco sub-programas combinados que calculam, por método de transporte e em multigrupos de energia, os parâmetros de um reator constituído pela repetição infinita de células unitárias idênticas, colocando-as em forma conveniente para o cálculo de criticalidade segundo os métodos de difusão. O HAMMER compreende:

- a) Programa CAPN, cuja função é a interpretação dos dados de entrada e a coordenação dos programas subsequentes;
- b) Programa THERMOS, que calcula a distribuição de fluxo térmico ($E < 0,625$ eV) pela teoria integral unidimensional de transporte, fornecendo na saída as secções de choque médias dos grupos, os parâmetros de difusão e as taxas de reação. Os cálculos são feitos em 30 grupos de energia de amplitude variável e os resultados são condensados e apresentados em um grupo (grupo 4);
- c) Programa HAMLET, que executa os mesmos cálculos que o anterior, no intervalo de energia compreendido entre 0,625 eV e 10 MeV. Além dos parâmetros da região rápida correspondentes aos fornecidos pelo THERMOS, este programa calcula as probabilidades de escape à ressonância os fatores de fissão rápida e o "buckling" do reticulado periódico. Os cálculos são executados em 54 grupos de energia e condensados para 3 grupos;
- d) Programa FLOG, que utiliza as secções de choque calculadas previamente pelo THERMOS e pelo HAMLET para proceder à pesquisa de criticalidade do reator infinito. Esta secção do sistema HAMMER não foi usada. Esta secção do sistema HAMMER não foi usada.

Tabela VII.1

Limites dos Grupos de Energia Usados pelo Programa HAMMER

Grupo	LIMITE	
	Superior	Inferior
1	10 MeV	1,05 MeV
2	1,05 MeV	9,12 MeV
3	9,12 KeV	0,625 eV
4	0,625 eV	0

- e) Programa DIE, que aproveita os resultados dos programas anteriores para fornecer os balanços dos nêutrons, permitindo a comparação das frações dos que escapam do reator, dos que são absorvidos nos vários isótopos, e dos que induzem fissões.

7.1.2 – O Programa CITATION

O programa CITATION⁽²⁾ foi desenvolvido em Oak Ridge Laboratory por T. B. Fousler, D. R. Voundy e G. M. Cumingham, em 1960, sofrendo uma segunda revisão pelos mesmos autores em julho de 1971.

O CITATION resolve problemas envolvendo a representação por diferenças finitas do tratamento por teoria de difusão até três dimensões com um número arbitrário de espalhamento, grupo para grupo. Geometria X-Y-Z, 0-R-Z, hexagonal-Z, e trigonal-Z podem ser tratadas. Resolve problemas de depressão (queima) de combustível com análise do sistema de recarregamento em multi-ciclos. Trata de problemas de perturbação de primeira ordem quando forem fornecidos dados microscópicos e concentrações dos núclídeos. Resolve problemas de perturbação em casos estáticos, isto é, sem queima se forem fornecidos dados macroscópicos.

O método de solução é explícito, e as aproximações por diferenças finitas no espaço e tempo tem sido melhoradas. Os problemas de auto-valor do fluxo são solucionados por iterações diretas na determinação do fator de multiplicação de nêutrons, ou na determinação da criticalidade do sistema pela variação da concentração de núclídeos.

As cadeias de núclídeos representativos que podem ser tratados pelo CITATION, em problemas envolvendo reatores térmicos estão nas Figuras 5.1 e 5.2.

7.1.3 – O Programa CITHAM⁽²⁰⁾

O programa CITHAM é um programa de queima que prepara as secções de choque para o CITATION no formato próprio para ser usado diretamente do disco, onde são gravadas.

As concentrações de todos os isótopos podem ser mudadas durante a queima e portanto, as mudanças nas concentrações do B-10 e reciclagem podem ser simuladas.

O CITHAM é uma versão modificada do HAMMER com uma sub-rotina que modifica as concentrações dos núclídeos levando em conta sua queima.

As cadeias envolvidas nas equações de queima são mostradas na Figura 7.3. É aconselhável que se inclua nos dados de entrada concentrações, mesmo que desprezíveis de todos os componentes dessa cadeia, qualquer omissão causará um aumento na concentração não realisticamente por não ser levada em conta o consumo.

São tratados três tipos de produtos de fissão: Xe-135, Sm-149 e outros produtos de fissão agrupados num único, o "Humped", que tem características médias de todos esses produtos de fissão. As meias vidas e produção no CITHAM são mostradas na Tabela VI.1. O Xe é tratado, exceto durante a partida do reator, como estando em equilíbrio.

No caso de geração de secções de choque para o CITATION, um espalhador unitário simula o Np-239.

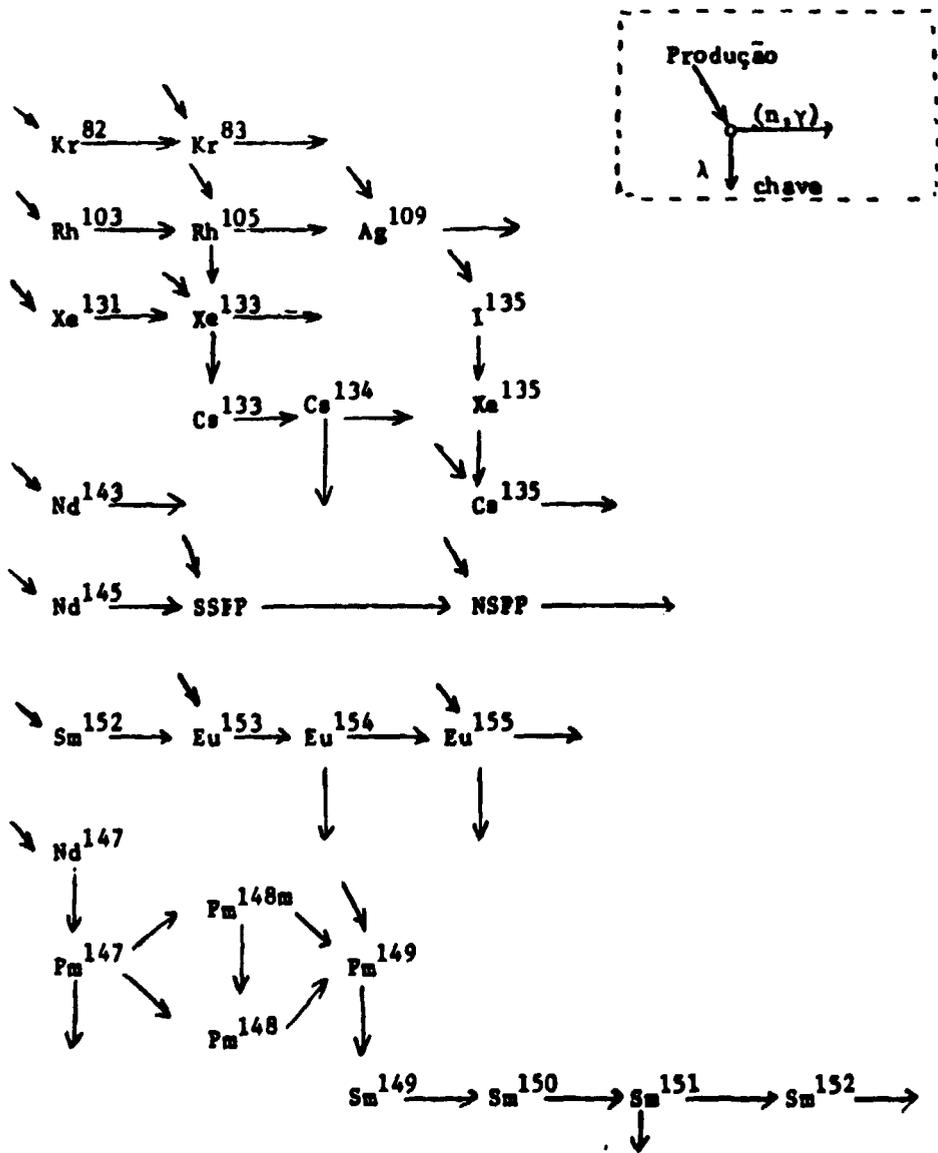
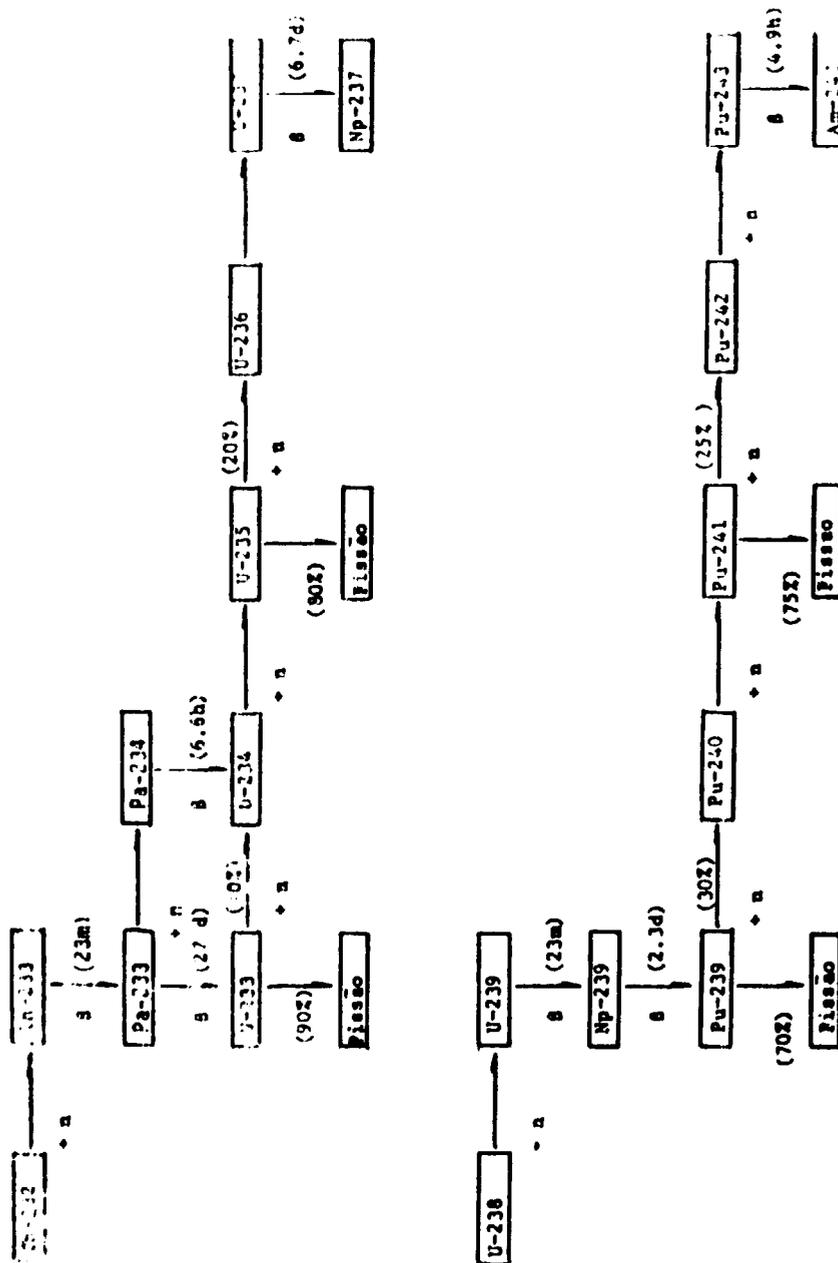


Figura 7.2 - Cadeias de Nuclídeos dos Produtos de Fissão



(*) As probabilidades mostradas são para um espectro térmico típico de nêutrons

Figura 7.3 Cadeias de Isótopos Originários do U-238 e do Th 232(*)

OZONE NUMBER 1
 1 10 1 10
 OZONE NUMBER 2
 1 10 11 20
 OZONE NUMBER 3
 1 10 21 30
 OZONE NUMBER 4
 1 10 31 40
 OZONE NUMBER 5
 11 20 1 10
 OZONE NUMBER 6
 11 20 11 20
 OZONE NUMBER 7
 11 20 21 30
 OZONE NUMBER 8
 11 20 31 40
 OZONE NUMBER 9
 21 30 1 10
 OZONE NUMBER 10
 21 30 11 20
 OZONE NUMBER 11
 21 30 21 30
 OZONE NUMBER 12
 21 30 31 40
 OZONE NUMBER 13
 31 40 1 10
 OZONE NUMBER 14
 31 40 11 20
 OZONE NUMBER 15
 31 40 21 30
 OZONE NUMBER 16
 31 40 31 40
 OZONE NUMBER 17
 41 50 1 40
 OZONE NUMBER 17
 1 50 41 50

0

DESCRIPTION OF REACTOR ZONES

ZH	ZL	SUB-ZONE	SIGMA-SET	IU	CLASS	UPL	NEA	NAME
1	1	0	10	C	C	0	0	CORE 1
2	2	0	10	C	C	0	0	CORE 2
3	3	0	10	C	C	0	0	CORE 3
4	4	0	10	C	C	0	0	CORE 4
5	5	0	9	C	C	0	0	CORE 5
6	6	0	8	C	C	0	0	CORE 6
7	7	0	7	C	C	0	0	CORE 7
8	8	0	6	C	C	0	0	CORE 8
9	9	0	5	C	C	0	0	CORE 9
10	10	0	5	C	C	0	0	CORE 10
11	11	0	5	C	C	0	0	CORE 11
12	12	0	5	C	C	0	0	CORE 12
13	13	0	4	C	C	0	0	CORE 13
14	14	0	3	C	C	0	0	CORE 14
15	15	0	2	C	C	0	0	CORE 15
16	16	0	1	C	C	0	0	CORE 16
17	17	0	1	C	C	0	0	REFLECTOR

DESCRIPTION OF MICROSCOPIC CROSS SECTIONS

SLT	GROUP	GRPS	UPSC	DNSC	TITLE
1	1	4	4	4	EVOLUCAL 2250 EM 15 STEPS OE 150
	GROUP	UPPER ENERGY	MEAN ENERGY	1/V B-SECTION	DIST.FUNCT
1	0.0		0.0	0.0	0.753200
2	0.0		0.0	0.0	0.246610
3	0.0		0.0	0.0	0.000190
4	0.0		0.0	0.0	0.0
SUM					0.999990

INPDT	LABLS	REG	MIA	MAT	AUD	I	MESH	M-L	REG	CO	DENSITY	WGT	PCNT	TEMPERATURE	FISS/CC
1	REG 1	MIA 1	MAT 0	AUD 1	I 1	MESH 0	M-L 0	REG 00	CO 00	DENSITY 1.00000E+00	WGT 0.0	PCNT 0.0	TEMPERATURE 5.00000E+02	FISS/CC 0.0	
4								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 1.71130E-04	
5								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 2.42760E-02	
6								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 1.00000E-15	
7								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 1.00000E-15	
8								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 1.00000E-15	
9								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 1.00000E-08	
10								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 1.00000E-06	
11								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 1.00000E-15	
12								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 1.00000E-15	
13								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 1.00000E-15	
14								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 1.00000E-15	
15								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 1.00000E-15	
16								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 4.96940E-02	
17	REG 2	MIA 2	MAT 0	AUD 1	I 1	MESH 0	M-L 0	REG 00	CO 00	DENSITY 1.00000E-02	WGT 0.0	PCNT 0.0	TEMPERATURE 4.00000E+02	FISS/CC 0.0	
18								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 3.2770E-03	
19	REG 3	MIA 3	MAT 0	AUD 1	I 1	MESH 0	M-L 1	REG 00	CO 01	DENSITY 1.00000E-06	WGT 0.0	PCNT 0.0	TEMPERATURE 2.00000E+01	FISS/CC 0.0	
20								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 4.3643E-09	
21								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 5.1500E-09	
22								10A	10B	10B	0.0	0.0	0.0	AT0M/B-CM 1.1000E-02	

Figura 7.6 – Dados de Entrada do Citham para Cálculos Celulares

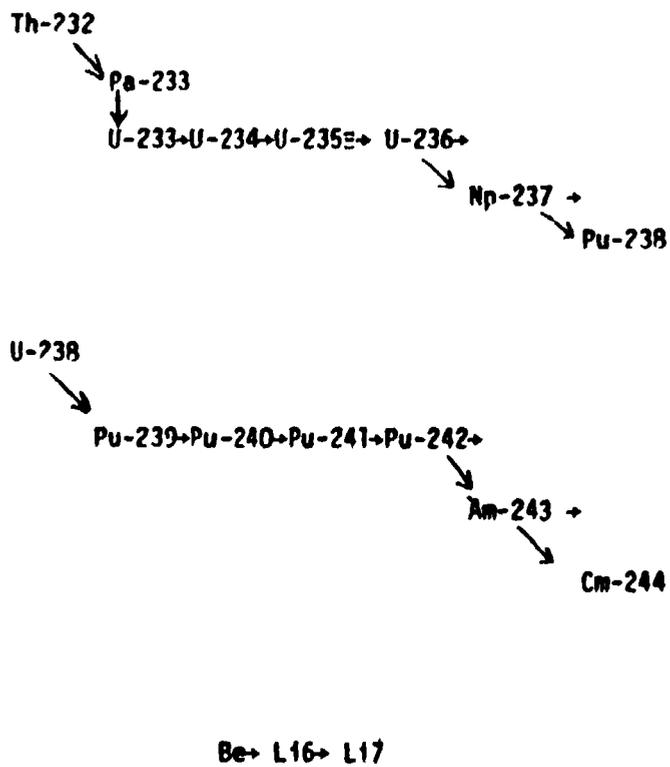


Figura 7.7 - Cadeias no CITHAM

Tabela VII.6

› Produção e Constante de Decaimento

	Produção	$\lambda(d^{-1})$
Xe-135	.0641	1,82
Sm-149	.0113	
SSPP	1.0000	
Pu-241		.0002
Pa-233		.025

7.2 – Ciclos de Vapor

7.2.1 – Introdução

Esse apêndice tem a finalidade de permitir que se faça uma estimativa a priori dos parâmetros do ciclo de vapor em confronto com os dados do sistema primário do reator. A resolução do problema do ciclo de vapor requer conhecimentos de máquinas térmicas, modelos de vapor, diagrama de Mollier e diagramas de temperatura-entropia. Nesta secção são apresentados gráficos bastante úteis, na prática, numa fase inicial de projeto, permitindo visualizar para diferentes casos, a interdependência das muitas variáveis envolvidas nesse tipo de problema. Para cálculos mais refinados e específicos o procedimento deve ser mais rigoroso.

Na escolha do ciclo de vapor mais apropriado para as condições de um projeto em particular, deve-se fazer considerações detalhadas sobre os seguintes aspectos:

- a) O valor da potência térmica do reator;
- b) O efeito da variação da temperatura de entrada do refrigerante no reator;
- c) O efeito do uso de ciclo simples de dupla pressão;
- d) O efeito do uso de reaquecimento e preaquecimento;
- e) As porcentagens de perda de pressão do gás no reator no trocador de calor e nas tubulações;
- f) A influência da diferença de temperatura entre o gás e o vapor no trocador de calor nos "pinch-pints".

Nas Figuras 7.14 (a e b)⁽³⁷⁾, temos a variação da eficiência total do sistema com a pressão do vapor e pré-aquecimento para temperaturas de vapor de 371°C e 427°C., independente das condições de temperaturas do refrigerante.

Quanto maior a temperatura do gás, maior a potência consumida pelo circulador. A Figura 7.15 mostra a variação da potência do circulador com a temperatura do gás para uma dada pressão e três valores de temperatura de saída do gás do reator.

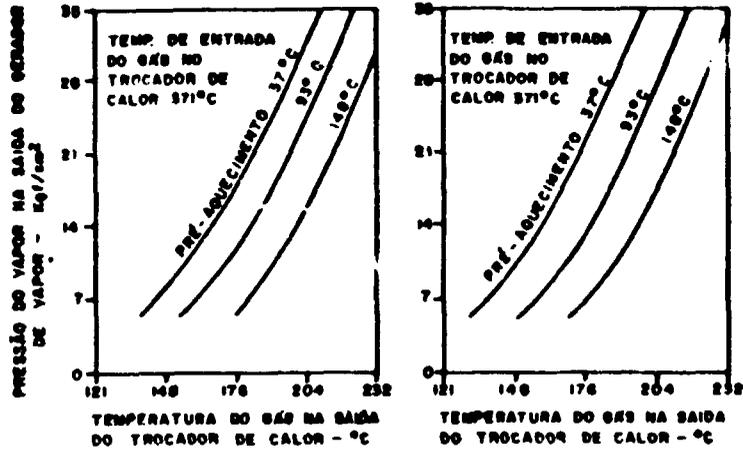


Figura 7.13 – Relações Típicas entre as Temperaturas de Entrada e Saída do Gás no Trocador de Calor e a Pressão do Vapor: Ciclo de uma Pressão.

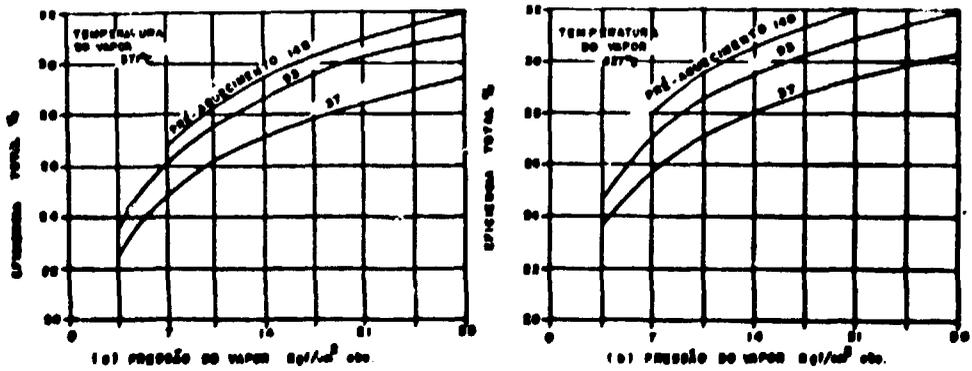


Figura 7.14 – Relações Típicas entre a Pressão do Vapor, Pré-Aquecimento e a Eficiência Total do Ciclo de Vapor.

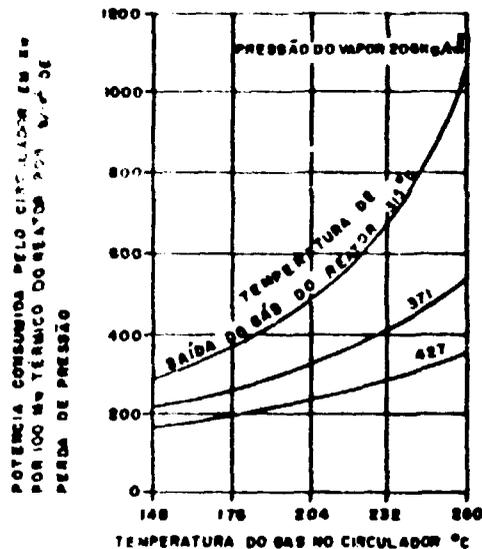


Figura 7.15 – Relação entre o Consumo de Potência dos Circuladores e as Temperaturas de Entrada e Saída do Gás.

7.2.2 – Ciclo Dual

O ciclo dual é composto por dois geradores de vapor em série, uma para baixa e outro para alta pressão, permitindo uma temperatura de saída do gerador de vapor de alta pressão, bastante alta, sem afetar a potência consumida pelo circulador, Figura 7.16⁽³⁷⁾.

A Figura 7.17⁽³⁷⁾, mostra o diagrama Calor versus Temperatura, típico para o ciclo dual.

Como para o ciclo simples, no ciclo dual, há uma dependência entre as temperaturas de entrada e saída do gás no gerador de vapor, a temperatura de pré-aquecimento, a pressão do vapor e ainda a relação entre as quantidades de vapor de cada turbina e as suas pressões. Figura 7.18 (a, b, c).

A Figura 7.19, apresenta uma expansão típica do vapor na turbina dual.

7.2.3 – Ciclo de Vapor com Reaquecimento

No ciclo com reaquecimento, o vapor é gerado, em um trocador a uma pressão, expandindo-se numa parte da turbina, retorna ao gerador de vapor, é super-aquecido e expandindo na outra parte da turbina. Tipicamente a pressão na qual o vapor é super-aquecido é 1/4 da inicial.

As Figuras 7.20 e 21⁽³⁷⁾, mostram respectivamente o esquema do ciclo com reaquecimento e o diagrama Calor versus Temperatura.

A Figura 7.22⁽³⁷⁾, mostra as relações típicas entre as temperaturas do gás, a pressão de vapor e o pré-aquecimento.

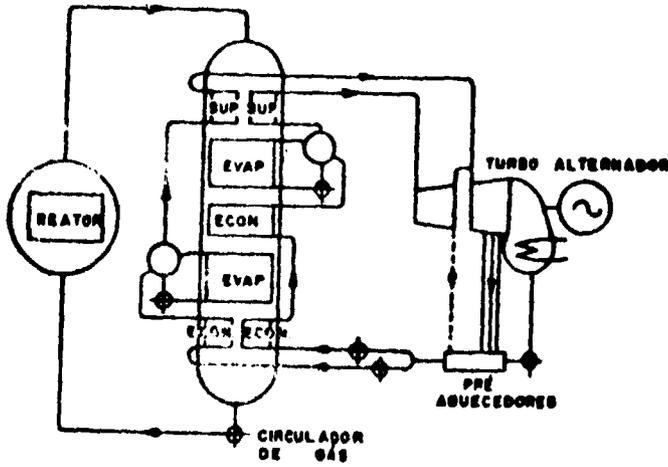


Figura 7.16 -- Ciclo de Vapor Dual

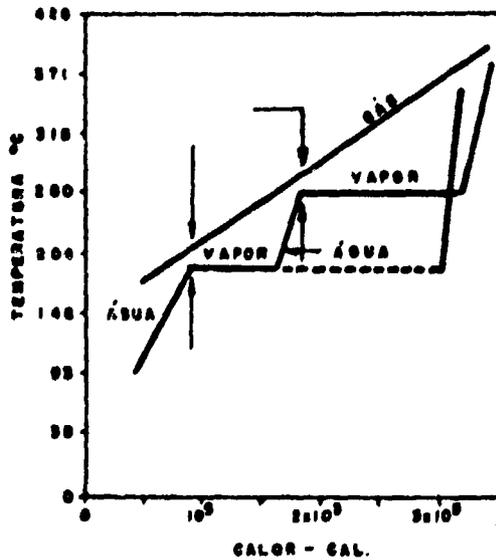
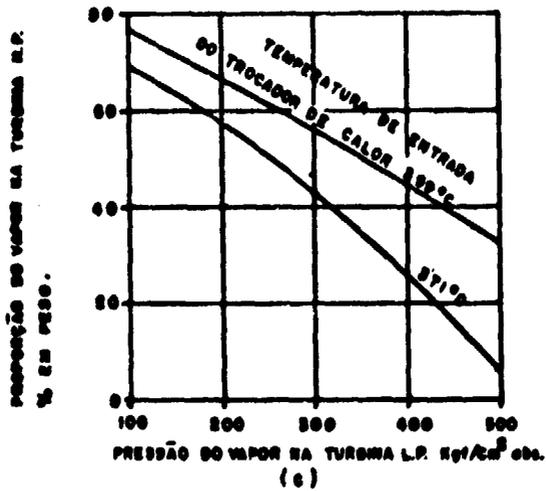
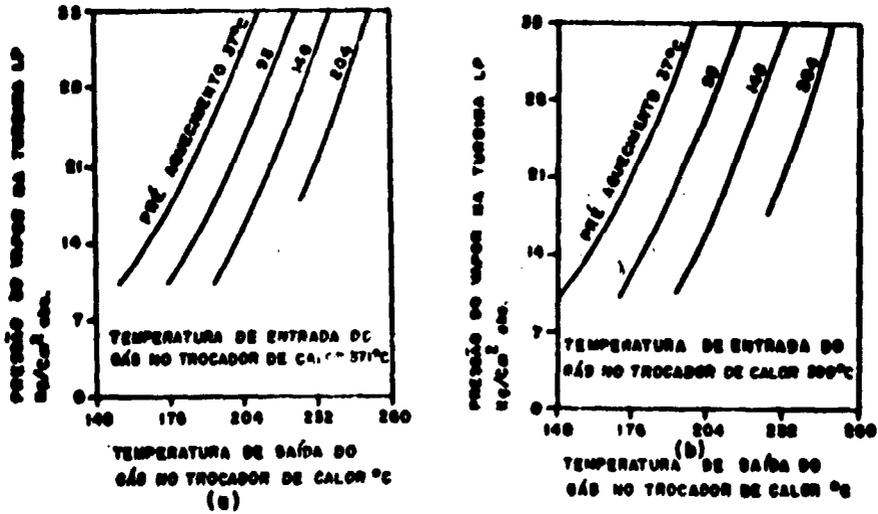


Figura 7.17 -- Diagrama de Temperatura e Calor Típico Ciclo Dual com Pré-Aquecimento



RELAÇÕES TÍPICAS ENTRE A PRESSÃO DO VAPOR E A PROPORÇÃO DE VAPOR QUE VAI PARA A M.R. E A L.P. :
 RELAÇÃO DAS PRESSÕES 4 : 1

Figura 7.18 - Relações Típicas entre as Temperaturas de Entrada e Saída do Trocador de Calor, a Temperatura de Pré-Aquecimento e a Pressão do Vapor para o Ciclo Dual.

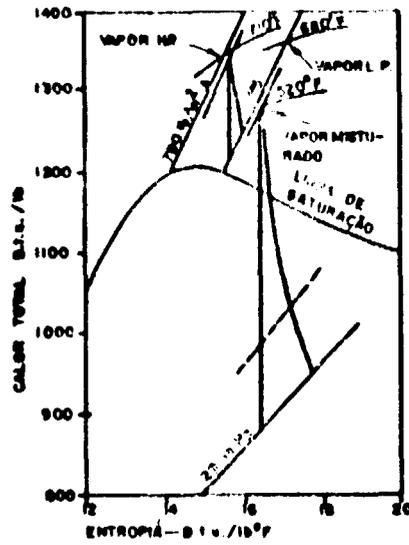


Figura 7.19 – Expansão Típica do Vapor no Ciclo Dual

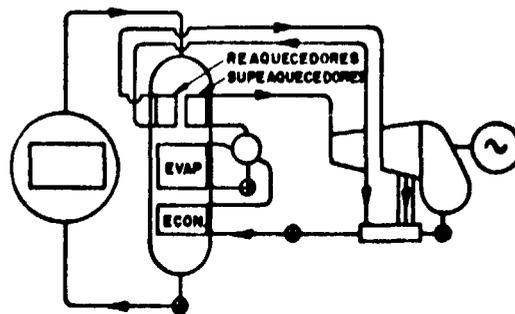


Figura 7.20 -- Ciclo de Vapor com Reaquecimento

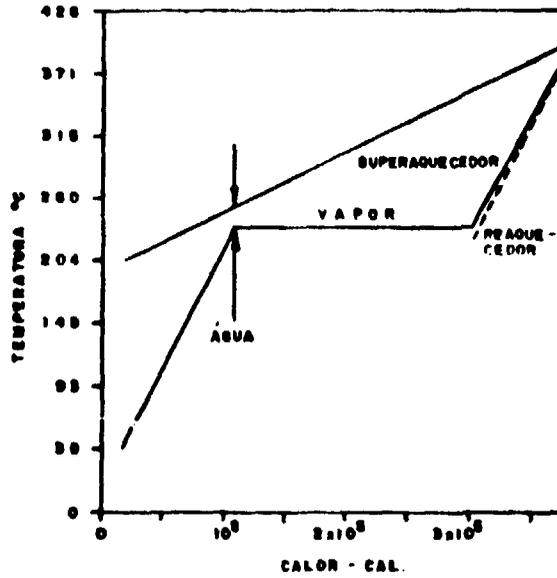


Figura 7.21 – É um Diagrama Típico Calor-Temperatura para o Ciclo com Reaquecimento

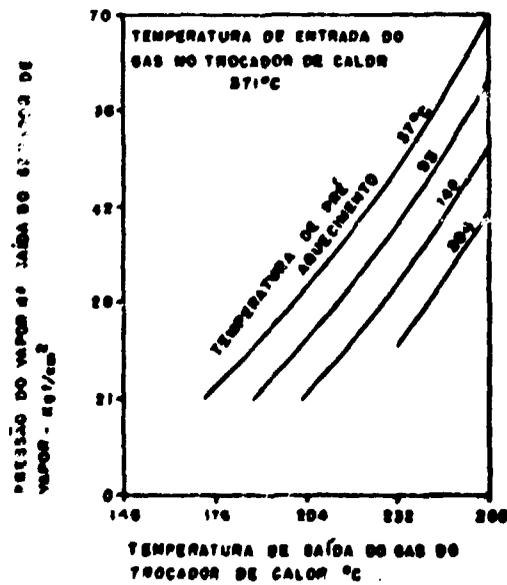


Figura 7.22 – Relações Típicas entre as Temperaturas de Entrada e Saída do Gás no Trocador de Calor, Temperatura de Pré-Aquecimento e a Pressão do Vapor: Ciclo com Re-Aquecimento.

7.3 – Reatores Refrigerados por Gás

Podemos dividir os reatores refrigerados por gás em 4 gerações:

1ª geração – GCR

2ª geração – AGR

3ª geração – HTGR

4ª geração – GCFR

7.3.1 – GCR (Gas Cooled Reactor)

Os GCR são exatamente o tipo de reator cujo projeto preliminar é o ponto central deste trabalho. Esses reatores se caracterizam por serem moderados por grafita, refrigerados por um gás (CO_2 , He, etc.) alimentado por urânio natural encamisado por uma liga de Mg e Al contendo uma única barra no centro de cada bloco de grafita. O vaso de pressão pode ser de aço ou concreto protendido. Esses reatores possuem baixa queima* de combustível, temperaturas de saída do refrigerante relativamente baixas e portanto baixo rendimento termodinâmico, mas economicamente atrativos por seu baixo custo de combustível e sua simplicidade tecnológica, quando comparado com os outros tipos. Na Grã-Bretanha, existem cerca de 26 reatores com capacidade total de 5.206 MWe. Desde meados da década de 1960 esse tipo de reator não está sendo construído.

7.3.2 – AGR (Advanced Gas Cooled Reactor)

Os AGR vieram de um aperfeiçoamento dos GCR onde o combustível foi mudado de urânio natural metálico para UO_2 cerâmico levemente enriquecido, o que permite maiores queimas e maiores temperaturas o número de barras de combustível por canal de refrigeração foi mudado para um feixe, diminuindo dessa forma o número de canais e, portanto, o número de penetração para acesso à máquina de recarregamento. Também o encamisamento, que era de uma liga de Mg e Al passou a ser de aço inoxidável. O vaso de pressão é de concreto protendido como nos últimos GCR, permitindo maiores pressões e vantagens tecnológicas sobre os de aço. Cerca de 5.000 MWe estão sendo instalados na Grã-Bretanha, baseados nesse tipo de reator. O primeiro deles, o reator de Hinkley Point B, iniciou seu funcionamento em meados de 1976.

7.3.3 – HTGR (High Temperature Gas Cooled Reactor)

Os HTGRs (HTR para os ingleses e THTR para os alemães) se caracterizam principalmente pelo uso de combustível altamente enriquecido incorporado no moderador de grafita sem qualquer estrutura metálica no núcleo e pelo emprego de um gás inerte, o hélio, como refrigerante, permitindo altas queimas e altas temperaturas. Esses reatores se encontram ainda em estágio de desenvolvimento. Um reator de 300 MWe, o Fort St. Vrain, está em estágio de testes pré-operacionais nos EUA. O Schmehausen de 300 MWe está em construção na Alemanha e deverá entrar em operação, em 1979.

7.3.4 – GCFR (Gas Cooled Fast Breeder Reactor)

Os GCFR são reatores rápidos e se caracterizam pela ausência de moderador e são refrigerados por gás hélio. São reatores superconversores, e possuem vaso de pressão de preferência de concreto protendido. Atualmente, encontram-se em estágio inicial de desenvolvimento.

(*) A queima (burnup) é dada em MW/dia por Ton MWD/T e é igual a quantidade do combustível que é queimado antes de ser substituído por um novo.

8 - NOMENCLATURA

PHWR	-- Pressurized Heavy-Water-Moderated and cooled Reactor
BWR	-- Boiling Water Reactor
PWR	-- Pressurized Water Reactor
GCR	-- Gas Cooled Reactor
AGR	-- Advanced Gas Cooled Reactor
GCHWR	-- Gas Cooled Heavy Water Moderated Reactor
LWCHW	-- Light-Water-Cooled Heavy-Water-Moderated Reactor
LMFBR	-- Liquid Metal Fast Breeder Reactor
HWLWR	-- Heavy-Water-Moderated Boiling Light: Water Cooled Reactor
HTGR	-- Hight Temperature Gas Cooled Reactor
LGR	-- Light-Water Cooled Graphite Reactor
THTR	-- Thorium Hight -- Temperature Reactor
LWCHR	-- Light-Water-Cooled Heavy-Water-Moderated Reactor.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS, New York. *Nuclear reactor plant data, v.1: Power reactors*. New York, 1969.
2. CASADEI, A. L. *Análise térmica do combustível de um reator de potência*. São Paulo, 1970. (Dissertação de Mestrado).
3. CINTRA FILHO, J. S. *Contribuição à solução dos problemas de transferência de calor em dutos de seção retangular*. São Paulo, 1970. (Dissertação de Mestrado).
4. COSTA, J. R. *Curso de introdução aos ciclos de combustível*. São Paulo, Instituto de Energia Atômica, mar. 1972. (IEA-21).
5. EL-WAKIL, M. M. *Nuclear energy conversion*. London, Intext Educational Publ., 1971.
6. _____. *Nuclear heat transport*. London, International Textbook, 1971.
7. FOWER, T. B. et alii. *Nuclear reactor core analysis code: CITATION*. Oak Ridge, Oak Ridge National Lab., July. 1971. (CRNL-TM-2496, Rev. 2).
8. FROST, B. R. T. & WALDRON, M. B. *Nuclear reactor materials*. London, Temple Press, 1959. (Nuclear engineering monographs, 7).
9. GLASSTONE, S. & SESONSKE, A. *Nuclear reactor engineering*. Princeton, N. J., Van Nostrand, 1967.
10. HALL, W. B. *Reactor heat transfer*. London, Temple Press, 1959. (Nuclear engineering monographs, 3).
11. INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, Vienna. *Operating experience with power reactors: proceedings of the conference on . . . held at Vienna 4-8 June 1963*. Vienna, 1963. v.2.

12. KATZ, R. *Thermal design aspects of gas-cooled reactor cores*. San Diego, Calif., Gulf General Atomic, Apr. 1967. (GA-7941).
13. KREITH, F. *Princípios de transmissão de calor* [Principles of heat transfer]. São Paulo, E. Blücher, 1969.
14. LAMARSH, J. R. *Introduction to nuclear reactor theory*. Reading, Mass., Addison-Wesley, 1966.
15. LOFTNESS, R. L. *Nuclear power plants*. Princeton, N. J., Van Nostrand, 1964.
16. MARGEN, P. H. *Nuclear reactor optimization*. London, Temple Press, 1960. (Nuclear engineering monographs, 9).
17. McDONELL, W. R. & STURCKEN, E. F. Development of high-performance uranium-metal fuels for Savannah River reactors. *Nucl. Technol.*, Hinsdale, Ill., 26:420-29, Aug. 1975.
18. NIGHTINGALE, R. E. *Nuclear graphite*. New York, Academic Press, 1962.
19. NUCLEONICS WEEK. New York, McGraw-Hill, 17(26), Jun. 24, 1976.
20. OOSTERKAMP, W. J. *Program description of CITHAM*. s.1., s.d.
21. POULTER, D. R., ed. *The design of gas-cooled graphite-moderated reactors*. London, Oxford Univ. Press, 1963.
22. REACTORS of the world: first series. London, Temple Press, 1958.
23. REACTORS of the world: second series. London, Temple Press, 1961.
24. REIS, T. et alii. *Technologie des réacteurs nucléaires. v.2. Réacteurs nucléaires à uranium naturel, graphite et gaz*. Paris, Gauthier – Villars, 1963.
25. RIBEIRO, A. A. T. *Core design for a small HTGR*. Boston, Mass., Massachusetts Institute of Technology, 1975. (Ph.D. Thesis).
26. ROCHMAM, A. *Introduction to nuclear power costs*. New York, Simmons-Boardman, 1959.
27. RUDD, D. & STRICKLAND, R. E. LPR-A30-MU natural-uranium nuclear power station. In: INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, Vienna. *Small and medium power reactors: proceedings of the conference on... held at Vienna 5-9 September, 1960*. Vienna, 1961. p.459-76.
28. SCARPINELLA, C. A. & HUKAI, R. Y. *Aplicação da energia na siderurgia e a utilização do xisto como fonte de redutores*. São Paulo, Instituto de Energia Atômica, abr. 1974. (IEA-335).
29. STRICKLAND, R. E. & FOWLER, T. J. HPR-A60 MW natural uranium nuclear power station. *J. Br. nucl. Energy Conf.*, London, 6:151-8, 1961.
30. SUICH, J. E. & HONECK, H. C. *The HAMMER system: heterogeneous analysis by multigroup methods exponentials and reactors*. Aiken, S. C., Du Pont de Nemours, Jan. 1967. (DP-1064).
31. SYRETT, J. A. *Nuclear reactor theory*. London, Temple Press, 1959. (Nuclear engineering monographs, 2).
32. TIPTON JR., C. R., ed. *Reactor handbook, v.1: Materials*. 2. ed. New York, Interscience, 1960. p.590-603.

33. UNITED NATIONS, Geneva. *Proceedings of the Second United Nations international conference on the peaceful uses of atomic energy, held in Geneva, 1 September – 13 September 1958*, v.7: *Reactor technology*. Geneva, 1958.
34. _____, _____, v.8-9: *Nuclear power plants, pt.1-2*. Geneva, 1958.
35. VARADI, G. *Thermodynamische stoffwerte von helium*. Schweiz, Eidgenössisches Institut für Reaktorforschung, 1969. (TM-IN-410).
36. WEINBERG, A. M. The maturity and future of nuclear energy. *Am. Scient.*, New Haven, Conn., 64:16-21, 1976.
37. WOOTON, W. R. *Steam cycles for nuclear power plant*. London, Temple Press, 1958. (Nuclear engineering monographs, 6).
38. WORLD list of nuclear power plants. *Nucl. News*, Chicago, 19(3):52-64, 1976. (Buyers Guide).
39. WORDSWORTH, A. D. *Nuclear fuel handling*. London, Butterworths, 1963.

