

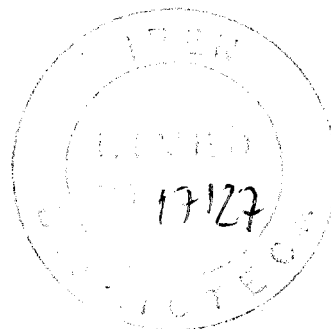
**COMISSÃO NACIONAL DE ENERGIA NUCLEAR / SÃO PAULO**  
**INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES**  
**SECRETARIA DA INDÚSTRIA, COMÉRCIO, CIÊNCIA E TECNOLOGIA**  
**AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO**

**ANÁLISE TEÓRICA DA EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA DOS ELEMENTOS  
COMBUSTÍVEIS DO REATOR NUCLEAR IEA-R1 SOB CONDIÇÕES DE  
PERDA DE REFRIGERAÇÃO E A RELAÇÃO  
COM SUA INTEGRIDADE**

José Gláucio Motta Garone

Dissertação apresentada à Comissão Nacional de Energia Nuclear / São Paulo – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares como parte dos requisitos para obtenção do Grau de “Mestre na Área de Concentração em Reatores Nucleares de Potência e Tecnologia do Combustível Nuclear”.

Orientador: Dr. Roberto Y. Hukai



**SÃO PAULO – BRASIL**

**1983**

## AGRADECIMENTOS

Quero aqui dedicar e expressar a minha gratidão e amizade a todos aqueles que estiveram direta ou indiretamente envolvidos na elaboração deste trabalho, em especial :

- Ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares - Comissão Nacional de Energia Nuclear pelo apoio oferecido sem o qual este trabalho não teria sido realizado.
- Ao Dr. Roberto Y. Hukai, orientador e amigo pela firme orientação, constante apoio e pelo muito que representa em nossa formação profissional.
- Ao Dr. Armando Travelli, do "Programa de Redução de Enriquecimento" para Reatores de Testes e Pesquisas - RERTR" do Laboratório Nacional de Argonne, pelo gentil convite e oportunidade que nos concedeu a realizar estágio dentro do Programa RERTR.
- Mr. Terrel E. Arnold do National War College. Washington D.C. pelo apoio logístico, material e moral a mim oferecido durante a minha estadia nos E.U.A.
- À Comunidade técnico, científica e administrativa do IPEN-CNEN/SP, em especial aos colegas da Divisão de Reatores e Experimentação Nucleares, e do Departamento de Processamento de Dados.
- À minha família que sempre me apoiou em todos os momentos, em especial ao saudoso tio e amigo Cel. Olavo Lauro Gronau, pelo constante apoio e segura orientação nas difíceis situações atravessadas.
- À todos aqueles que pacientemente souberam esperar pelos resultados e conclusões deste trabalho.
- À todos aqueles que por diversas razões não puderam ser mencionados.

"ANÁLISE TEÓRICA DA EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA DOS ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS DO REATOR IEA-R1 SOB CONDIÇÕES DE PERDA DE REFRIGERAÇÃO E A RELAÇÃO COM SUA INTEGRIDADE"

José Glaucio Motta Garone

RESUMO

Este trabalho trata da análise do núcleo do reator nuclear de pesquisa IEA-R1 na ocorrência de um acidente de perda de refrigerante (LOCA).

Para isso foi utilizado o programa AIRLOCA, que realiza os cálculos de temperatura bem como das taxas de geração de calor e de transferência de calor convectivo e radiante nos elementos combustíveis durante o transiente.

Foi analisado uma série de parâmetros sensíveis e que são de fundamental importância nos resultados obtidos.

Finalmente, são apresentados resultados e sugestões para evitar potenciais danos à integridade dos elementos combustíveis do núcleo e minimizar os efeitos provenientes de um acidente de perda de refrigerante.

"THEORETICAL ANALYSIS OF THE TEMPERATURE CHANGES AND RESULTANT LOSS OF FUEL INTEGRITY IN THE IEA-R1 RESEARCH REACTOR FUEL ELEMENTS FOLLOWING A LOSS OF COOLANT ACCIDENT"

José Glaucio Motta Garone

ABSTRACT

In this work cooling of the IEA-R1 core following a loss-of-coolant accident (LOCA) is analysed.

The AIRLOCA code was used to calculate fuel temperatures, heat generation due to fission product decay and convective and radiative heat transfer from the fuel elements to the surrounding air both during and following the loss of coolant. The influence of certain critical parameters, such as log time, specific power was studied in detail.

Finally representative results are presented and suggestions made to ensure that fuel integrity is maintained following a LOCA.

# Í N D I C E

	<u>PÁGINA</u>
1. INTRODUÇÃO .....	1
1.1 - Definição Geral do Problema .....	1
1.2 - Estudos Anteriores .....	1
1.3 - Programa de Redução de Enriquecimento para Reatores de Testes e Pesquisas (RERTR) do Laboratório Nacional de Argonne (ANL) .....	3
1.4 - Objetivos .....	4
2. O REATOR IEA-R1 E PERDA DE REFRIGERAÇÃO .....	6
2.1 - Características do Reator de Pesquisa tipo Piscina .....	6
2.2 - Descrição do Reator IEA-R1 .....	6
2.3 - Fontes e Características de Vazamentos Potenciais .....	21
2.4 - Tempo de Drenagem da Piscina .....	23
2.5 - Conexão com os Sistemas Secundário e Terciário .....	27
3. AQUECIMENTO POR CALOR DE DECAIMENTO .....	29
3.1 - Introdução .....	29
3.2 - Produtos de Fissão .....	30
3.3 - Limitações à Curva Atual .....	32
3.4 - Potência de Calor de Decaimento em Reatores à Água Leve .....	34
3.5 - Potência Calorífica de Decaimento dos Produtos de Fissão .....	34
3.6 - Efeito da Captura Neutrônica dos Produtos de Fissão para $t < 10^4$ s .....	46
3.7 - Efeito da Captura Neutrônica dos Produtos de Fissão para $t > 10^4$ s .....	46
3.8 - Métodos para Cálculo da Potência Calorífica de Decaimento e Incerteza para $t < 10^4$ s .....	47
3.9 - Outras Fontes de Calor de Decaimento após o Desligamento .....	51
3.10 - Tempo Finito de Operação do Reator .....	52

4. O PROGRAMA AIRLOCA .....	53
4.1 - Características Básicas do Programa .....	53
4.2 - Modelo do Núcleo do Reator em 2-D.....	62
4.3 - Taxa de Geração de Calor .....	62
4.4 - Processos de Transferência de Calor .....	65
4.5 - Descrição do Programa .....	70
4.6 - Saída do Programa AIRLOCA .....	72
4.7 - Limitações do Programa AIRLOCA .....	72
4.8 - Confirmação Experimental do Programa AIRLOCA .....	75
4.9 - Validade do Modelo Homogêneo .....	76
5. RESULTADOS E CONCLUSÕES.....	77
5.1 - Análise do LOCA em 2-D.....	78
5.2 - Temperaturas Críticas.....	95
5.3 - Estudo de Sensitividade.....	97
6. CONCLUSÕES .....	103
7. SUGESTÕES .....	106
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	107

## CAPÍTULO I

### 1 - INTRODUÇÃO

#### 1.1 - Definição Geral do Problema

Um dos acidentes mais postulados e estudados para reatores nucleares, principalmente para reatores de potência, é o da ruptura de uma tubulação do circuito primário de refrigeração. No caso de reatores de pesquisa, isto resultaria na drenagem da água em um tempo relativamente curto (Acidente de Perda de Água de Refrigeração - Loss of Coolant Accident). Este tempo de drenagem é mínimo se supormos que esta ruptura ocorre na maior tubulação situada abaixo do núcleo do reator. Diversos programas de computação foram desenvolvidos tendo como objetivo o cálculo das temperaturas dos elementos combustíveis em casos de LOCA. Contudo, devido aos aspectos de licenciamento e da avaliação do Sistema de Refrigeração de Emergência, a maioria desses programas dizem respeito a Centrais Nucleares de Potência.

Quanto aos reatores nucleares de pesquisa, os estudos e possíveis impactos para casos de LOCA tem sido pouco estudados. A própria indústria nuclear e seu desenvolvimento deixaram em segundo plano os reatores de pesquisa. Um outro fato é de que no caso de LOCA para reatores nucleares de pesquisa se supunha que o calor gerado após o desligamento pudesse ser dissipado através dos diversos componentes do núcleo, diminuindo-se desta maneira a temperatura nos elementos combustíveis.

Embora os possíveis impactos ambientais produzidos pelos reatores nucleares de pesquisa sejam potencialmente menores do que os reatores nucleares de potência, tal fato não deve ser subestimado pelos pesquisadores, autoridades operadoras e licenciadoras. Enfim, pelos responsáveis em geral, devido ao fato de que a maioria dos reatores de pesquisa estão localizados em centros urbanos ou muito próximos a ele, de grande densidade demográfica, o que geralmente não sucede com reatores de potência.

#### 1.2 - Estudos Anteriores

Foram realizados alguns estudos a fim de se determinar as temperaturas nos elementos combustíveis e a quantidade de calor que provém do decaimento dos produtos de fissão contidos nos elementos combustíveis, após o desligamento de um reator de pesquisa anteriormente em operação.

J.F. Wett / 45/ do Laboratório Nacional de Oak Ridge realizou, em 1969, um estudo sobre o aumento da temperatura nas placas de um elemento combustível já anteriormente irradiados no reator, e das taxas de liberação de calor para o ar. Nesta experiência, os elementos combustíveis estudados eram erguidos no interior de uma célula quente, logo após a sua irradiação no reator e suas temperaturas eram medidas através de termopares.

As relações entre temperaturas na superfície das placas e o histórico de irradiação dos elementos combustíveis foram estabelecidas utilizando-se a fórmula de Way-Wigner para o cálculo da potência de decaimento. Um dos objetivos deste trabalho foi o de determinar uma correlação semi-empírica entre a temperatura máxima nas placas dos elementos combustíveis e o histórico de irradiação desses elementos.

A análise foi baseada nas diferenças de temperatura da superfície da placa combustível e do ar ambiente. As suposições para esse estudo foram as de que o calor era perdido somente por convecção e de que o coeficiente de transferência de calor convectivo era constante durante o decurso do LOCA. A conclusão deste estudo foi a de que para um elemento combustível é suficiente um tempo de imersão em água estática de 19 horas a fim de manter a temperatura sem causar danos às placas dos elementos combustíveis.

Experiências de perda de água em escala real foram realizadas no Low Intensity Testing Reactor (LITR) /3,8/ do Laboratório Nacional de Oak Ridge durante o período de 1951-53 a fim de se determinar o aumento de temperatura nos elementos combustíveis, devido ao decaimento dos produtos de fissão. O LITR foi construído em um tanque fechado servindo como modelo para Reatores de Testes de Materiais (MTR) e sua finalidade principal era o estudo de medidas hidráulicas e testes de criticalidade dos MTR.

Foram realizados diversos testes com potências variáveis, sendo a mais elevada de 1,25 Mw. Os resultados obtidos mostram que o núcleo do reator leva cerca de 6000 seg. para atingir a temperatura de pico de 250°C.

Devido as características de projeto deste reator, o processo de transferência de calor por convecção não tem um papel preponderante já que não há circulação livre de ar, sendo o reator do tipo tanque fechado.

Em condições mais próximas do nosso caso, a saber, do reator IEA-R1, estudo teórico no Reator FORD da Universidade de Michigan, sobre as consequências de um acidente de perda de água refrigerante / 22/.

Convém salientar que o reator FORD é um reator com características bem semelhantes às do IEA-R1, sendo inclusive considerado irmão gêmeo, pois ambos foram construídos na mesma época vindos de um mesmo projeto e fabricante e tiveram suas criticalidades ambas efetuadas em Setembro de 1957.

No trabalho realizado no reator FORD foram estudadas as consequências para a integridade do núcleo do reator para um acidente de perda de água refrigerante. O reator passou por diferentes fases de imersão em água, parcialmente imerso e, finalmente, totalmente descoberto. Esta última condição é a mais severa. Foi também analisada a transferência de calor por convecção natural dos elementos combustíveis para o ar. Neste estudo não foi levado em conta o processo de transferência de calor por radiação térmica. O coeficiente de transferência de calor por convecção foi suposto constante para todo o núcleo durante todo o transiente.

Os resultados deste estudo mostraram que a temperatura nas placas combustíveis não chegavam a atingir temperaturas maiores que 400°C no decorrer de todo o período de LOCA.

Embora estes estudos apresentassem determinadas limitações, pois não levam em conta a contribuição da transferência de calor por radiação, eles tiveram o mérito de serem os primeiros a abordar tal assunto tendo em vista o fator segurança em uma instalação nuclear de pesquisa.

Atualmente está em curso um extenso programa de pesquisa referente a reatores nucleares de testes e pesquisas no Laboratório Nacional de Argonne patrocinado pelo Department of Energy e pela International Atomic Energy Agency e que passaremos a mencionar /2,17/.

### 1.3 - Programa de Redução de Enriquecimento para Reatores de Testes e Pesquisa (RERTR) do Laboratório Nacional de Argonne (ANL)

Desde 1977 existe em ação nos E.U.A. um programa que se intitula "Reduced Enrichment for Research and Test Reactors-RERTR". A finalidade principal deste programa é a de diminuir o risco de proliferação nuclear que poderia advir de reatores de testes e de pesquisas. Existem atualmente 156 reatores deste tipo, dos quais 54 nos E.U.A., e o restante espalhados por 35 países e que consomem anualmente cerca de 5.068 kg de urânio altamente enriquecido (HEU) /25,42/. Tal programa, como bem diz o nome, visa a redução do enriquecimento do urânio utilizado nos elementos combustíveis em duas etapas. A

primeira etapa é a redução do enriquecimento do urânio altamente enriquecido (HEU) para urânio de enriquecimento médio (MEU). A segunda etapa é a redução do urânio de enriquecimento médio (MEU) para urânio de enriquecimento baixo (LEU). A fim de assistir a este programa, foram desenvolvidos e adaptados vários programas de computação específicos para reatores de testes e de pesquisas. Dentre esses programas citaremos o AIRLOCA desenvolvido em Argonne e que calcula as temperaturas de pico nas placas combustíveis de um elemento combustível, tipo MTR, bem como as taxas de liberação de calor por convecção, condução e radiação durante todo o decurso de um LOCA. Maiores detalhes do AIRLOCA serão objetos de estudos em capítulos posteriores. Este programa foi utilizado para a execução deste trabalho, durante o estágio que o autor realizou no Laboratório Nacional de Argonne, nos Estados Unidos da América, como convidado do "RERTR" e que se constituiu num dos primeiros trabalhos acerca do problema de LOCA em reatores de pesquisa em que AIRLOCA foi efetivamente utilizado.

#### 1.4 - Objetivos da Dissertação

O objetivo deste trabalho é o de examinar o problema da integridade dos elementos combustíveis do reator IEA-R1 sob condições de perda de refrigeração resultante de acidentes hipotéticos. Esta integridade depende essencialmente da temperatura das placas combustíveis durante o transiente resultante da ação de dois fatores, o aquecimento pelo decaimento radioativo das placas combustíveis irradiadas e, em contraposição, a transferência de calor por convecção natural e radiação térmica. O reator é suposto ser desligado em algum instante antes de ficar descoberto por vazamento da água da piscina.

Calculou-se a variação de temperatura no tempo, usando-se o programa AIRLOCA. Além das temperaturas de pico em cada um dos elementos combustíveis, calculou-se as quantidades de calor convectivo e radiante durante o decorrer do LOCA. Para isso, foi suposto que a piscina do reator é totalmente esvaziada, ou seja, que o núcleo do reator foi totalmente descoberto em um dado momento, após o início do LOCA. Para o interesse da segurança, é necessário demonstrar que o calor residual do decaimento pode ser removido de modo adequado sem causar danos aos elementos combustíveis do núcleo do reator. Para um reator operando em baixa potência ( $< 2$  Mw), o calor residual do núcleo pode ser removido por circulação natural e por transferência de calor radiante.

O propósito deste trabalho é investigar a praticabilidade da remoção do calor residual de decaimento dos produtos de fissão do núcleo do reator IEA-R1 por meio da circulação natural do ar e de identificar e estudar os principais fatores envolvidos nesses processos de refrigeração.

Supõe-se que o reator esteja operando em plena potência (2 Mw) sendo instantaneamente desligado quando a perda de refrigerante for detectada. Foi também suposto que todo o calor de decaimento dos produtos de fissão é removido pela mistura de ar e refrigerante até o instante em que os elementos combustíveis do núcleo do reator estejam totalmente descobertos da água da piscina. Define-se o termo "Tempo de Atraso" como sendo a diferença de tempo entre o desligamento do reator e a completa descoberta dos elementos combustíveis do núcleo. O instante em que o núcleo torna-se totalmente descoberto é considerado como o início do "LOCA" pelo programa AIRLOCA.

## CAPÍTULO II

### O REATOR IEA-R1 E PERDA DE REFRIGERAÇÃO

#### 2.1 - Características do Reator de Pesquisa Tipo Piscina

Dentre os vários tipos de reatores de pesquisa, o reator tipo piscina é um dos mais usados devido a grande flexibilidade e acessibilidade à sua região central (núcleo). Neste tipo de reator, o núcleo que é constituído por um arranjo de elementos combustíveis encontra-se sempre imerso em uma piscina contendo água.

Durante a operação normal de um reator tipo piscina, tem-se um fluxo de nêutrons no núcleo relativamente alto, da ordem de  $10^{13}$  nêutrons/cm<sup>2</sup>.seg. e uma produção de calor de até 2Mw em um volume relativamente pequeno. Ao contrário do que acontece nos reatores nucleares de potência, a remoção de calor nuclear em reatores tipo piscina é uma tarefa improdutivo e não tem uma finalidade útil. O calor deve ser dissipado sem ter em vista a obtenção de alta temperatura de saída do fluído refrigerante. Portanto, não é necessária a preocupação de escolha de materiais que suportem altas temperaturas e pressões, mas sim de ter-se um conveniente resfriamento do núcleo do reator, com vistas a satisfazer a necessidade de segurança operacional.

Nos reatores tipo piscina, a remoção do calor, nuclear gerado no núcleo do reator pode ser feita por convecção natural ou forçada da água.

Reatores projetados para operar (em regime permanente) até potências de 200 Kw, não necessitam de resfriamento por convecção forçada. Acima dessa potência, a convecção forçada torna-se necessária.

Um dos fatores limitantes para este tipo de reator, além da transferência de calor, é a presença do isótopo N-16, radioativo, na superfície da piscina. O N-16 formado no núcleo do reator é levado para a superfície por convecção e pode vir a constituir-se em uma fonte de radiação externa em potências superiores a 200 Kw. A meia vida do N-16, contudo, é tão curta (7 segundos) que, em apenas alguns minutos após o desligamento do reator, a radioatividade dela decorrente deixa de existir.

#### 2.2 - Descrição do Reator IEA-R1

O reator IEA-R1 é um reator térmico de pesquisas, tipo piscina, refrigerado e moderado à água leve, situado em área do Instituto de Pesquisas

Energéticas e Nucleares, localizado no campus da Universidade de São Paulo.

O reator, que está imerso em piscina especificamente projetada para essa finalidade, atingiu sua criticalidade em Setembro de 1957. Desde essa época, nenhuma condição de acidente ocorreu em suas instalações, seu projeto original da Babcock & Wilcox permite operações de potência de até 5 Mw, mas, somente em raras ocasiões esta potência foi atingido devido às características do circuito de refrigeração. Sua potência média normal é de 2 Mw.

Recentemente, quando pensou-se seriamente em um aumento de potência, tendo como um dos motivos aumentar a oferta de radioisótopos para satisfazer a grande demanda do mercado nacional, até hoje atendido por fontes estrangeiras, constatou-se que determinadas características do projeto original não satisfaziam os requisitos para operações seguras em potências mais e levadas.

Devido a este e outros fatores, o reator IEA-R1 vem passando por uma série de reformas em seu projeto original que tem como um dos objetivos, a operação contínua, mais segura e em potência de até 10 Mw.

Sendo um reator de pesquisa, o seu uso é destinado principalmente a :

- Pesquisa fundamental.
- Produção de radioisótopos utilizados em pesquisa, medicina e na indústria.
- Irradiações para fins de pesquisa tecnológica ligados ao estudo do comportamento de materiais e peças.
- Treinamento de pessoal na operação de reatores e estudos de comportamento cinético de reatores.

Nas condições atuais e normais, o reator opera em potência de 2 Mw durante 8 a 9 horas diárias durante 5 dias por semana. Estuda-se a possibilidade de operá-lo em regime contínuo e em potência de até 10 Mw.

### Sistema de Refrigeração

O sistema de refrigeração de um reator nuclear tem como finalidade a remoção de energia atômica gerada no núcleo do reator devido às fissões nucleares dos elementos combustíveis e de dissipá-la no meio exterior.

No IEA-R1 esta refrigeração é realizada pela circulação forçada descendente da água da piscina por entre as placas dos elementos combustíveis. Através da utilização de trocadores de calor e de torres de refrigeração, esta energia é dissipada na atmosfera. O sistema de refrigeração do IEA-R1 é composto de um circuito primário e de um circuito secundário. O fluxograma esquemático do sistema de refrigeração do IEA-R1 é mostrado na Fig. 2.1.

### Circuito Primário

Este circuito fechado de circulação de água é o responsável pela refrigeração forçada do núcleo do reator. A água que atravessa os elementos combustíveis no sentido descendente é succionada por uma bomba, passando sucessivamente por um tanque de decaimento e um trocador de calor, retornando novamente à piscina por meio de um difusor colocado em seu fundo.

O circuito primário de refrigeração possui duas bombas com a capacidade de  $890 \text{ m}^3/\text{hr}$  que podem funcionar independentemente ou em paralelo.

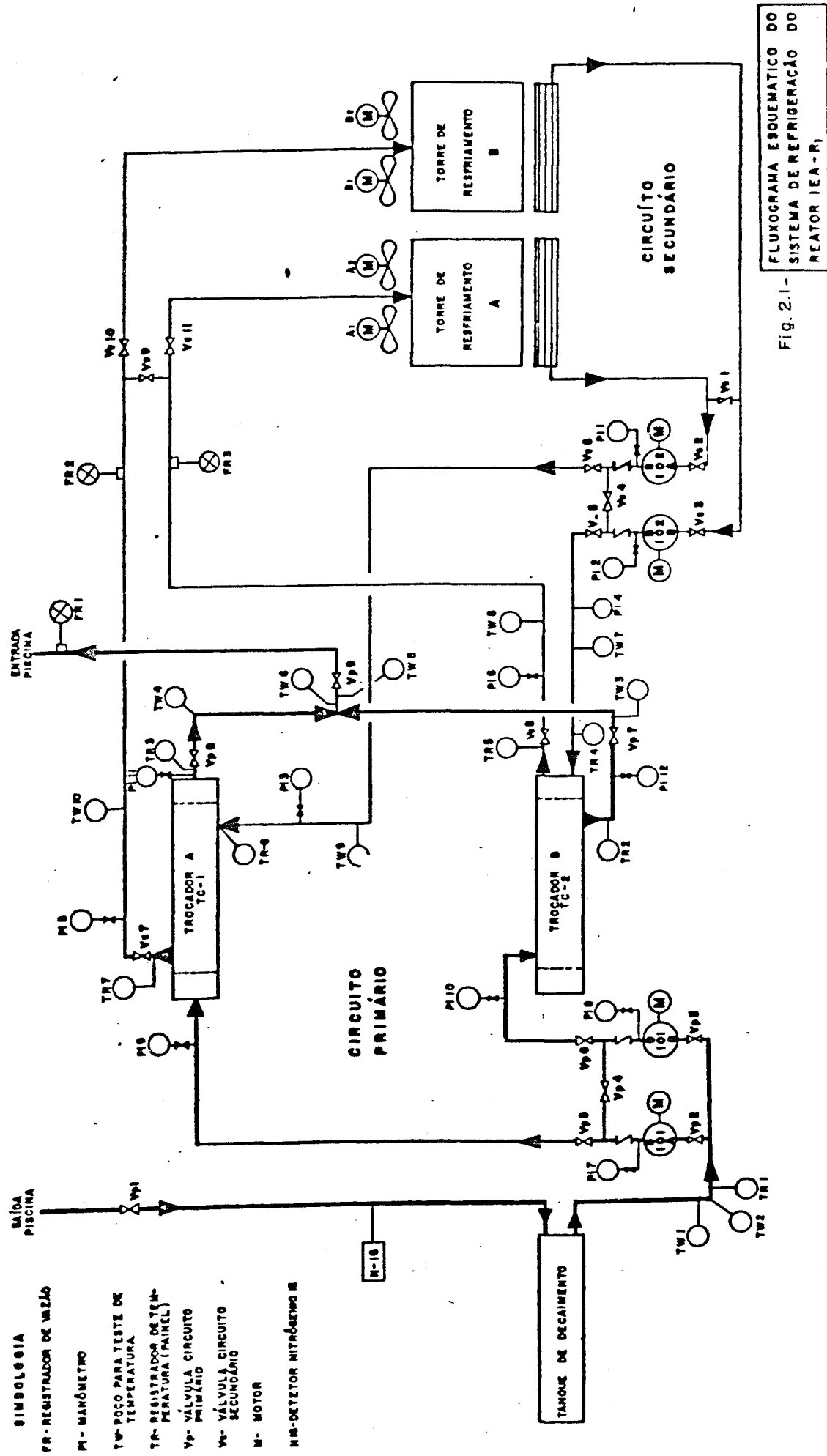
Entre as bombas e o motor existe um volante de inércia cujo momento inercial é de  $29 \text{ kgf.m}$ , suficiente para que no caso de falta de energia elétrica, a vazão de cada uma das bombas passe de  $636 \text{ m}^3/\text{hr}$ , para  $62,4 \text{ m}^3/\text{hr}$ , em 80 seg. Esse tempo é suficiente para que a potência caia de seu valor operacional para um nível de potência inferior a  $200 \text{ Kw}$ , quando a refrigeração do núcleo pode ser realizada por convecção natural. Em ritmo de potência máxima ( $10 \text{ Mw}$ ) as duas bombas estarão funcionando em paralelo com vazão total de  $1306 \text{ m}^3/\text{hr}$ .

O circuito primário ainda é constituído de:

#### a.) Piscina do Reator

O reator IEA-R1 situa-se no interior de uma piscina de  $10 \text{ m}$  de altura conforme ilustra a Fig. 2.2 e 2.3. Esta piscina é totalmente revestida por aço inoxidável (tipo AISI-304) e é preenchida com água leve desmineralizada, ocupando todo o volume da piscina que é de  $273 \text{ m}^3$ . Esta água tem a finalidade de ser o fluido refrigerante do núcleo do reator, de moderador de nêutrons e, também, de blindagem radiológica contra as radiações emitidas do núcleo do reator.

A piscina do reator é dividida em dois compartimentos como ilustra a Fig. 2.4. Um deles é chamado de compartimento de operação com um volume de  $159,2 \text{ m}^3$ . Neste compartimento o reator pode operar em duas posições distintas.



**SIMBOLOGIA**  
 PR- REGISTRADOR DE VAZÃO  
 M- MANÔMETRO  
 TP- POCO PARA TESTE DE TEMPERATURA  
 TR- REGISTRADOR DE TEMPERATURA (PAINEL)  
 Vp- VÁLVULA CIRCUITO PRIMÁRIO  
 Vs- VÁLVULA CIRCUITO SECUNDÁRIO  
 M- MOTOR  
 MIM- DETECTOR NITRÓGENO R

FLUXOGRAMA ESQUEMATICO DO SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO DO REATOR IEA-R1

Fig. 2.1-

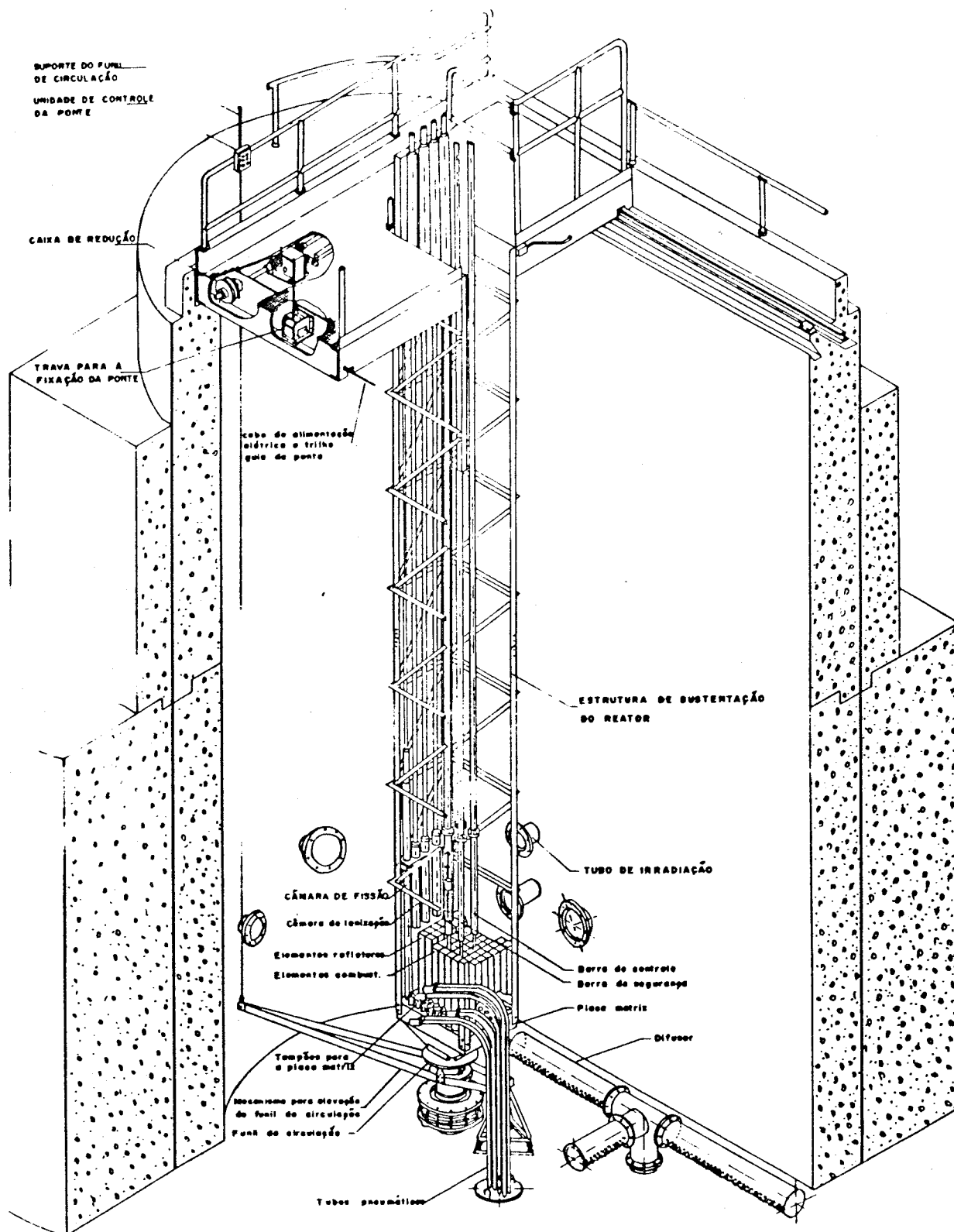


FIGURA 2.2 Vista do núcleo do reator e da treliça de sustentação conectada a ponte rolante

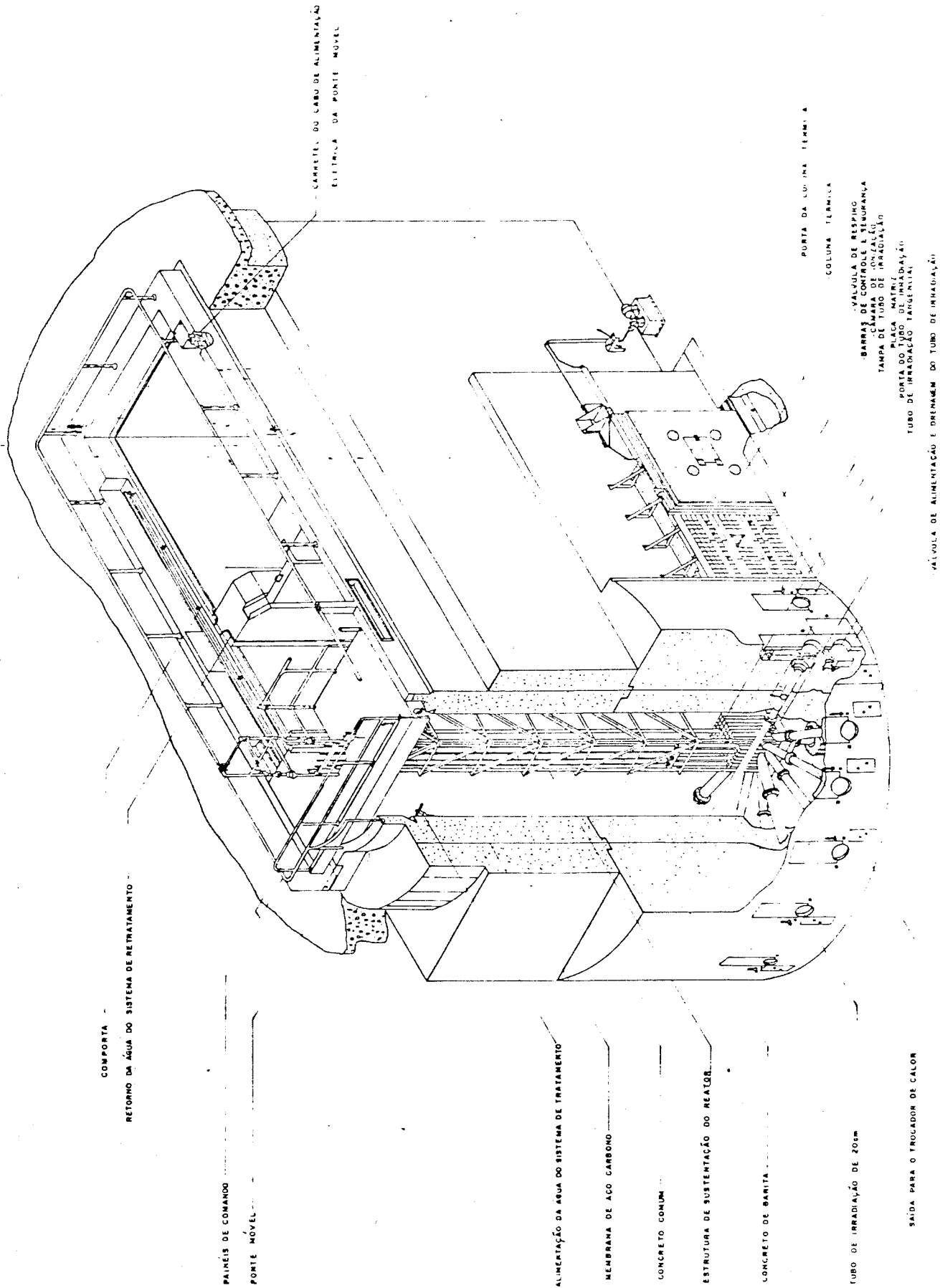


FIGURA 23 - Vista Ufroi do reator IEA-R1

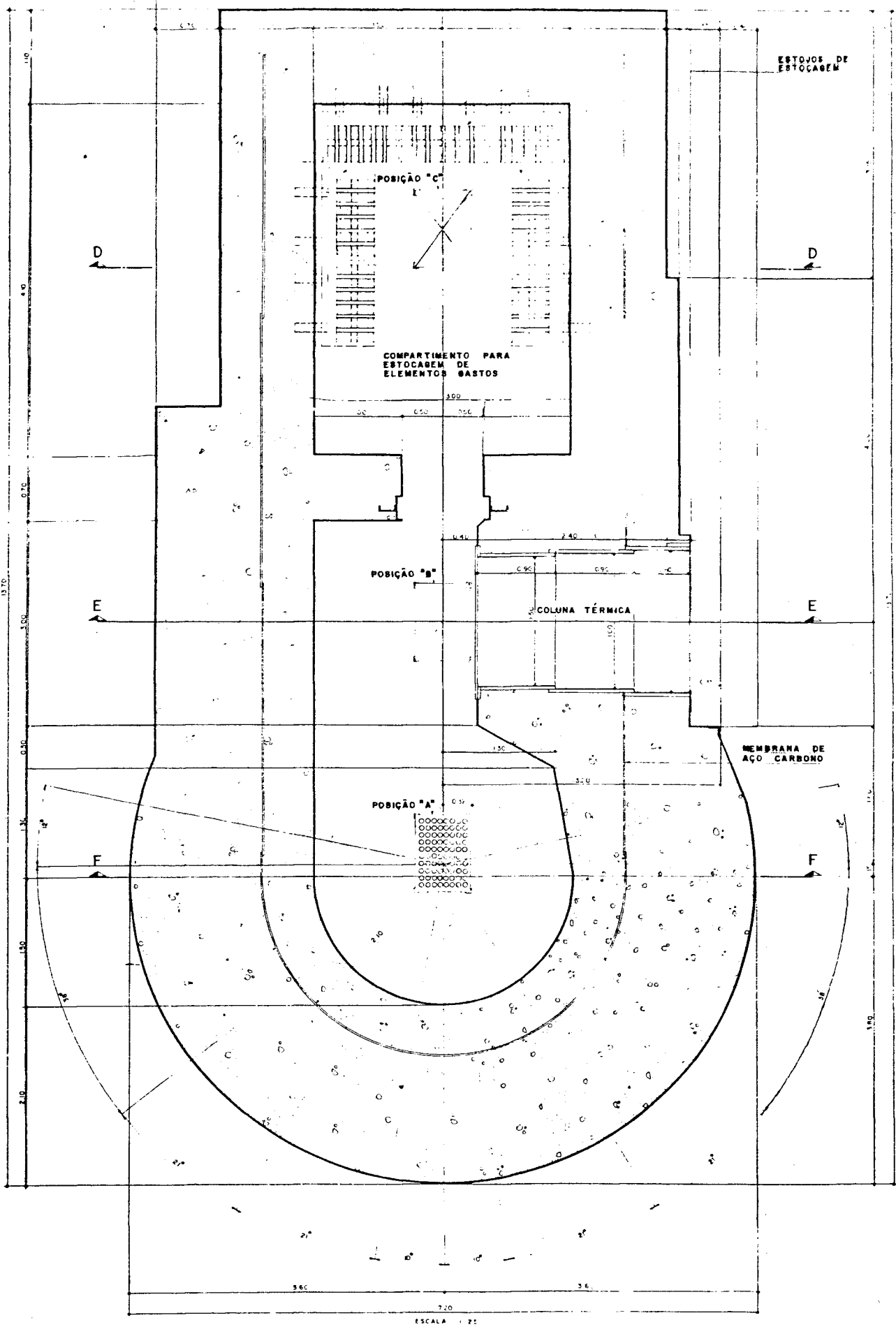


FIG. 2.4 - Vista de Topo da Piscina

Na primeira delas, denominada posição A, o reator situa-se sobre o canal de refrigeração e encontra-se adjacente a 10 tubos de irradiação horizontais chamados de Beam-Holes (Fig. 2.5), utilizados na obtenção do feixe de nêutrons. É esta a posição normal em que o reator opera sendo sua potência média de 2Mw.

Na posição B, o reator situa-se defronte a uma coluna térmica (coluna formada por blocos de grafita) e em frente a dois outros tubos de irradiações horizontais. Nesta posição, a potência máxima de operação permitida é de 200Kw.

O outro compartimento é denominado de compartimento de estocagem e possui um volume de 113,8 m<sup>3</sup>. Este compartimento é destinado à estocagem de elementos combustíveis já utilizados anteriormente no reator. Neste compartimento, não é permitido o reator operar em qualquer nível de potência.

O isolamento entre os dois compartimentos é feito através de uma comporta de alumínio, o que facilita a separação física entre os dois compartimentos quando se fizer necessário.

#### b.) Núcleo do Reator

O núcleo do reator, ou cerne, é constituído por um arranjo de elementos combustíveis, elementos refletores e elementos de irradiação de amostras. O núcleo do reator utiliza atualmente elementos combustíveis enriquecidos em 93,2% e 20%, formando um núcleo mixto. Dois tipos de elementos combustíveis são utilizados: elemento combustível padrão e elemento combustível de controle. Ambos são do tipo chamado de Material Testing Reactor (M.T.R.).

#### c.) Elemento Combustível Padrão

Os elementos combustíveis tipo padrão são constituídos por 18 placas combustíveis (Figs. 2.6 e 2.7).

Estas placas são montadas mecanicamente em um estojo que é constituído de:

- um suporte de fixação do estojo, usinado e aberto em sua parte superior.
- dois suportes verticais, com canais nas faces interiores, destinados a receber as placas.

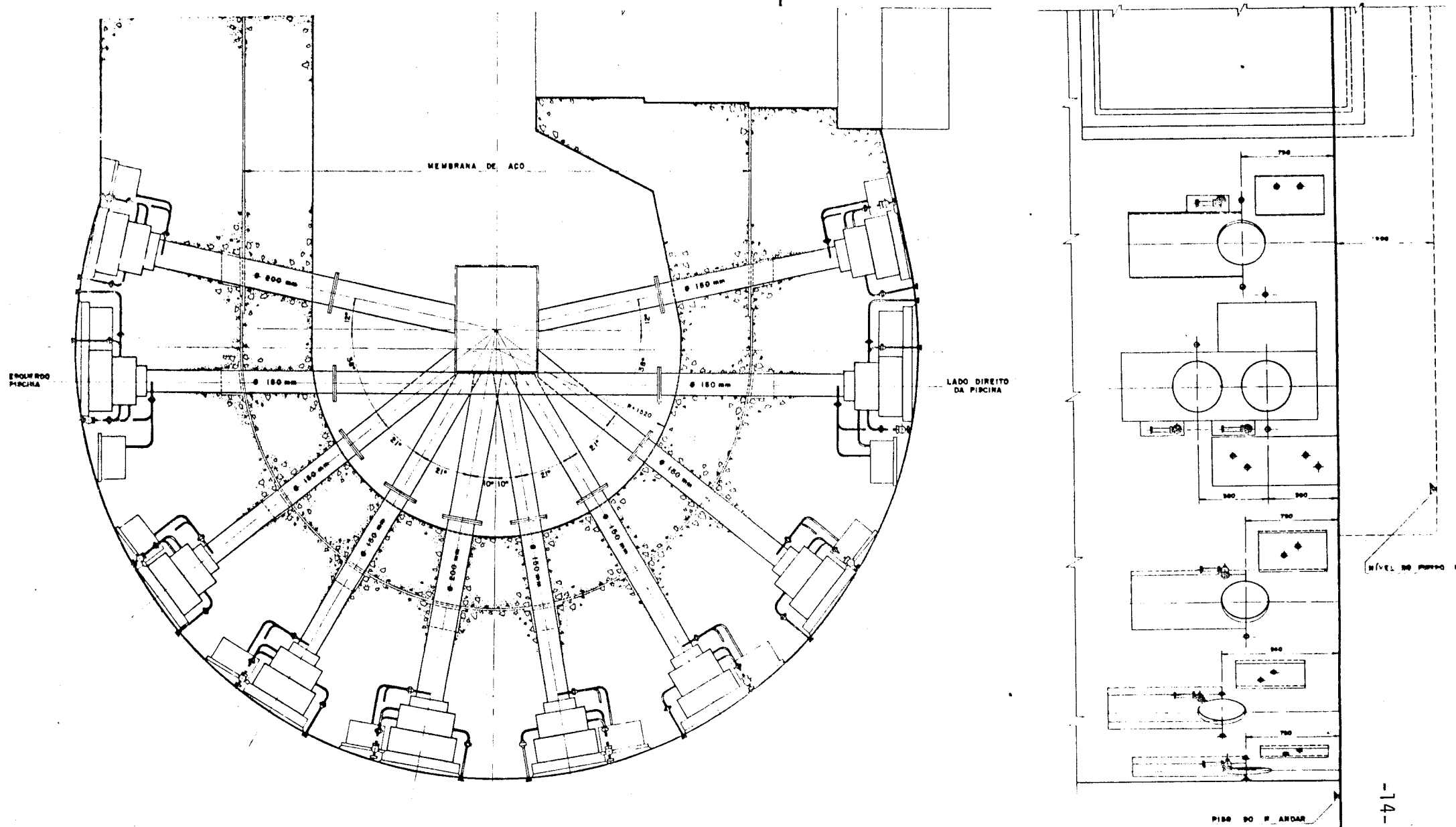


FIG.2.5 - Vista dos Tubos de Irradiação

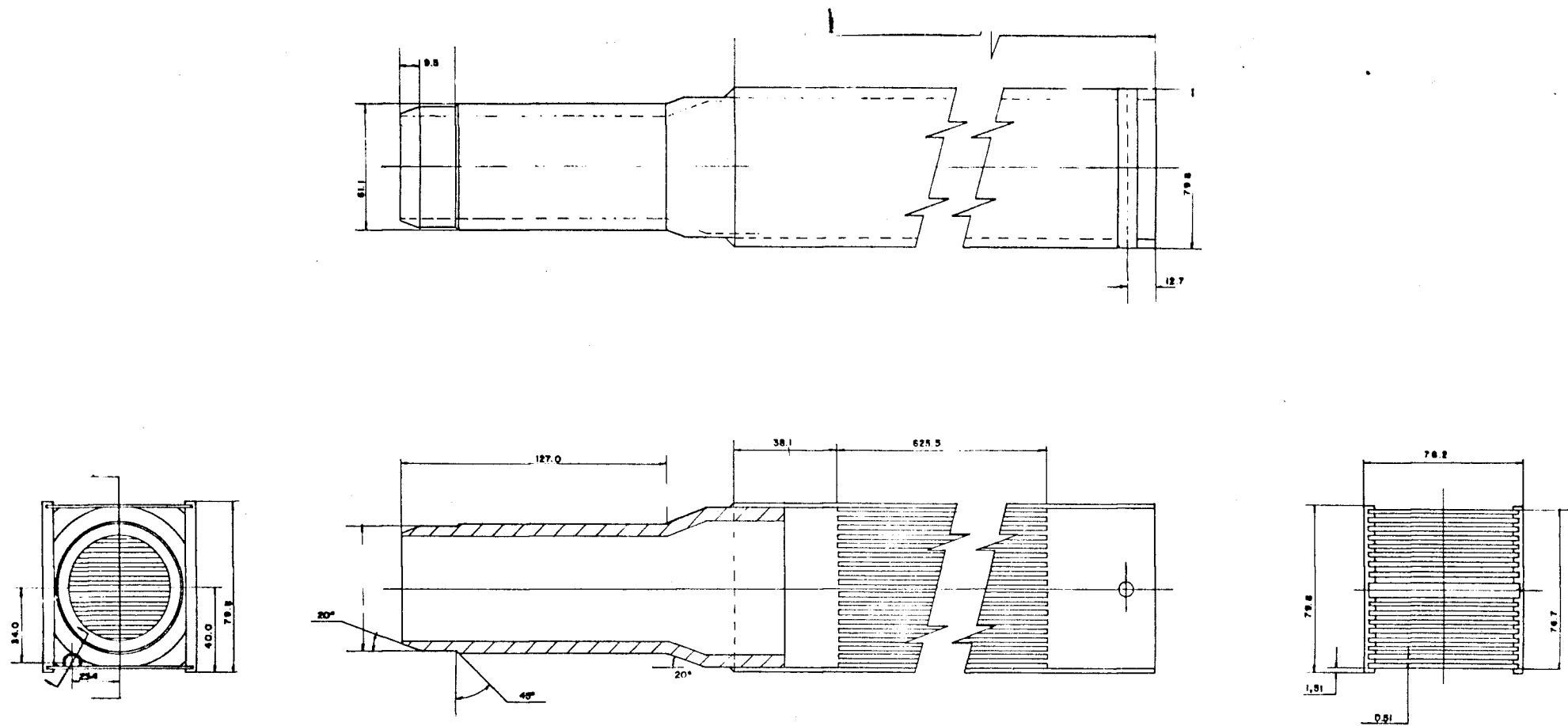
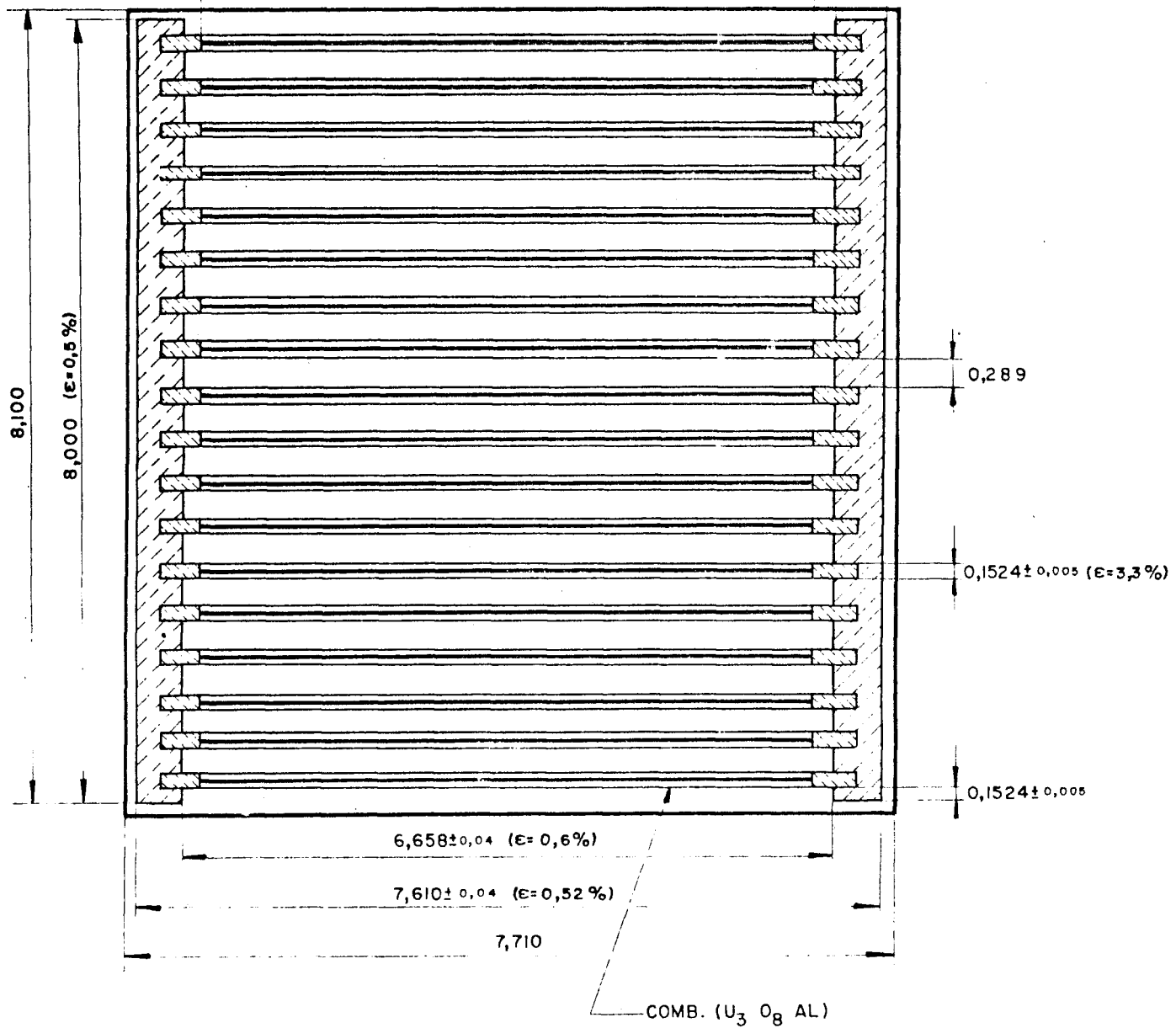


FIG. 2.6 - Elemento Combustível  
(dimensões em mm)



TOTAL DE PLACAS = 18

ESPESSURA =  $2,7432 \pm \sqrt{18} \cdot 0,005$  ( $\epsilon=0,77\%$ )

FIG. 2.7 - Elemento de Combustível

As placas e o estojo estão ligados por pontos de solda nos cantos das extremidades superiores e no centro da borda das placas combustíveis. As placas combustíveis são encaixadas entre os canais.

As placas combustíveis são fabricadas em forma de sanduíche, tendo na região central uma liga de urânio e alumínio de espessura 0,51 mm, possuindo 45% em peso de urânio. Este urânio é enriquecido em 93,2% no isótopo U-235.

As camisas de alumínio que envolvem as placas, possuem 0,51 mm de espessura de cada lado, sendo portanto, 1,53 mm a espessura total de cada placa. A quantidade de U-235 por placa é, em média, de 10,3 gramas, sendo a largura ativa e o comprimento entre 59,2 e 65,4 mm e entre 586,0 e 610,0 mm, respectivamente.

O estojo combustível padrão possui cerca de 80 mm x 76,1 mm de seção reta e 873,13 mm de comprimento.

Outros dados são:

- Distância entre as placas : 2,9 mm
- Espaço médio entre os elementos combustíveis : 1,0 mm
- Peso de U-235 por elemento; 185g, em média
- Peso de um elemento: 5,2 kg

O número de elementos combustíveis necessários para a operação do reator depende principalmente do material usado como refletor e das condições experimentais. No IEA-R1, utiliza-se em média 25 elementos combustíveis. O núcleo pode ser envolvido por todos os lados com água leve ou com elementos refletores de grafita inseridos em posições no perímetro do mesmo.

#### d.) Elemento Combustível de Controle

Os elementos combustíveis de controle são formados por 12 placas ativas e por dois canais destinados à passagem das barras de controle. A Fig. 2.8 ilustra o elemento combustível de controle.

Outros dados são:

- Distância entre a placa e o canal da barra : 2,9 mm
- Distância entre duas placas : 2,9 mm
- Peso de U-235 por elemento : 92,7 g
- Espessura do canal da barra : 7,32 mm

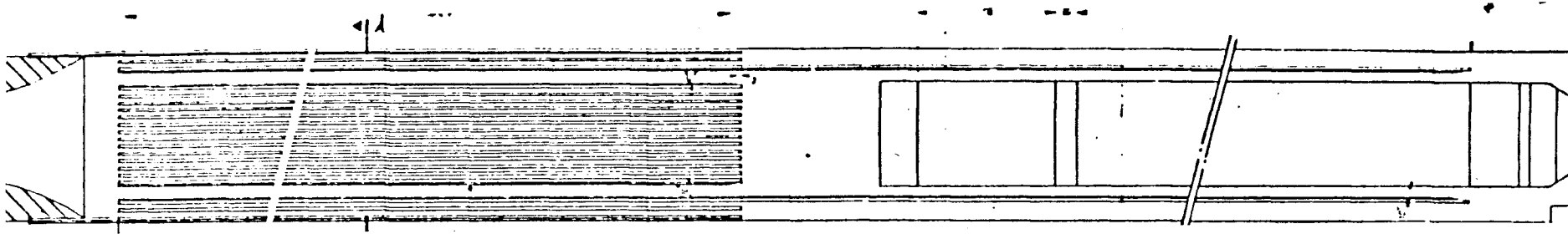
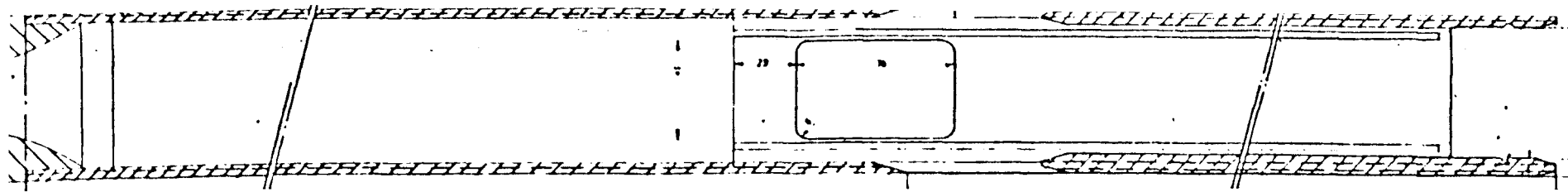
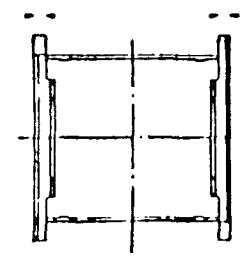
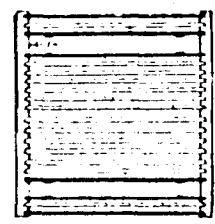


Fig.2.8 - Elemento Combustível de Controle



e.) Elementos Refletores

Os elementos refletores compõe-se de blocos de grafita encamisados ' em alumínio com 80 mm x 76,1 mm de secção reta e 1067 mm de comprimento. Os elementos de grafita são colocados ao redor do núcleo da placa matriz, permitindo uma grande economia de nêutrons por reflexão dos mesmos, exigindo assim, uma menor massa crítica.

f.) Placa Matriz

É uma placa de alumínio de dimensões: 80 x 64 x 12 cm onde existem 80 furos, que servem de encaixes e suportes para os elementos que constituem' o núcleo do reator. Esta placa é sustentada por treliças conectadas à plataforma rolante, existente na superfície da piscina, permitindo com isto o seu deslocamento ao longo do comprimento da piscina.

g.) Funil de Circulação

É uma peça de alumínio em forma de funil, tronco-piramidal (tronco voltado para cima), onde se situa o núcleo do reator e cuja finalidade é a de reduzir a secção da passagem de água de retangular para circular, ligando desta forma a placa matriz com a válvula de convecção.

h.) Válvula de Convecção

Constitue o sistema de acoplamento da parte inferior do Funil de Circulação com a tubulação do Circuito Primário.

Quando esta válvula está desacoplada, pode-se deslocar o núcleo do reator ao longo da piscina e manter a refrigeração do núcleo do reator, através da convecção natural da água da piscina. Por outro lado, quando esta válvula está fechada, tem-se condições para a refrigeração do núcleo do reator ' por circulação forçada.

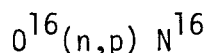
A Fig. 2.9 ilustra o conjunto formado pela placa matriz, funil de circulação e pela válvula de convecção.

i.) Tanque de Decaimento

Este tanque tem a finalidade de reter a água de refrigeração que sai do núcleo do reator, por um tempo suficiente para que haja o decaimento do



Nitrogênio-16 que é formado pela reação nuclear do oxigênio com nêutrons rápidos através da reação:



Este tanque está localizado ao lado do prédio do reator em um abrigo subterrâneo de concreto que serve de blindagem à radiação gama proveniente do N-16.

Este tanque possui um volume de 27 m<sup>3</sup> e o tempo de permanência da água de refrigeração para uma vazão de 1300 m<sup>3</sup>/hr é cerca de 74 seg., tempo este equivalente a 10 vezes a meia-vida do N-16, que é de 7,13 seg. .

### 2.3 - Fontes e Características de Vazamentos Potenciais

Nesta seção serão considerados os potenciais vazamentos que envolvem perdas de grande quantidade de água e que possam ameaçar a imersão do núcleo do reator e, conseqüentemente a sua integridade.

Analisando-se o sistema que constitui o circuito primário de refrigeração e a piscina do IEA-R1 (Figs. 2.1, 2.2 e 2.3) verifica-se que este eventual vazamento pode ocorrer devido a:

- Rompimento nas tubulações do circuito primário
- Rompimento nos tubos de irradiações horizontais ("Beam-Holes")
- Drenagem inadvertida do tanque de decaimento
- Ruptura nos tubos de irradiação de "coelhos" pneumáticos

Em termos de velocidade de drenagem da piscina, o vazamento mais sério seria aquele causado pelo rompimento da placa de cobertura da coluna térmica. Contudo, tal acidente pode ser desprezado devido ao fato que tal placa possui uma espessura de uma polegada e não está sujeita a esforços e nem sujeita a movimentos. Além disso, encontra-se inativa a mais de 10 anos.

Ainda nesta mesma categoria, situa-se a possibilidade de vazamentos através da parede da piscina. O revestimento de aço inoxidável que a envolve internamente, a natureza do concreto de alta densidade, bem como a membrana de aço carbono no interior da parede da piscina, como sua própria estrutura, asseguram a contenção da água.

A ocorrência de um vazamento junto a um dos componentes do circuito primário, ou seja, trocadores de calor, tubulações e bombas hidráulicas é

teoricamente admissível, mas o diâmetro equivalente do vazamento é difícil de ser previsto.

A tubulação do circuito primário, ao sair da piscina, possui um diâmetro de 12 polegadas até o tanque de decaimento reduzindo-se depois para 10 e 8 polegadas nas tubulações entre o tanque de decaimento e os trocadores de calor. Embora o circuito primário de refrigeração do reator não seja pressurizado de igual maneira aos reatores de potência, o que contribui, desta maneira para diminuir a possibilidade de um sério vazamento, tal situação não deve ser desprezada devido ao fato de que as bombas hidráulicas do circuito primário possuem volantes de inércia e que podem vir a se constituir em eventuais mísseis no caso de desbalanceamento nos eixos dos volantes.

Um dos acidentes de perda de água com maior probabilidade de ocorrer é devido a uma ruptura total ou parcial de um dos tubos de irradiação horizontais ("Beam-Holes") com diâmetros de 8 polegadas, situados numa cota de cerca de 1,5 m em relação ao fundo da piscina. Entretanto, este tipo de acidente deve ser minimizado devido ao fato de que cada um dos tubos de irradiação possui em seu interior outro tubo, coaxial, onde se encontra o colimador de nêutrons.

Dessa maneira, a ruptura total de um dos tubos de irradiação implicaria no rompimento deste outro tubo, o que diminuiria sensivelmente a perda de água neste tipo de acidente.

Por outro lado, a drenagem do tanque de decaimento pode ocorrer pela abertura da válvula de fechamento de 4 polegadas de drenagem desse tanque por gravidade, para o tanque de retenção. Isto poderia ocorrer por erro de operadores ou sabotagem. Durante a operação do reator, o acesso a esta válvula é proibido, administrativamente, e o recinto em que se encontra está continuamente submetido à radiação proveniente do N-16. O acesso ao local onde se encontra esta válvula apresenta dificuldades físicas como a remoção de uma tampa de vedação que bloqueia a entrada do recinto. A válvula, por sua vez, encontra-se imobilizada por correntes com cadeado cujas chaves estão sob controle exclusivo da Chefia do Reator.

O rompimento de um dos 8 tubos de irradiação tipo pneumáticos ("coelhos") é altamente improvável, devido a resistência própria desses tubos de aço inoxidável. Suas consequências seriam menores que os casos anteriormente descritos devido ao pequeno diâmetro (1,5 pol.) dos tubos. Portanto, dentre

as quatro possibilidades de ocorrer uma perda de refrigerante do reator, as mais prováveis são as seguintes, em ordem decrescente de probabilidade:

- 1.- Rompimento de uma das tubulações do circuito primário de refrigeração.
- 2.- Rompimento dos tubos horizontais de irradiação, causado por motivos diversos, tal como, queda de material duro e pesado na piscina chocando-se com os tubos, ou troca imprópria de alvos de irradiação.
- 3.- Drenagem inadvertida do tanque de decaimento, por sabotagem ou erro administrativo extremamente grosseiro.
- 4.- Ruptura de tubos de irradiação de "coelhos" pneumáticos.

A probabilidade de ocorrência de cada um desses possíveis eventos é, provavelmente, impossível de ser quantificado e sua definição, aliás, não se constitui em objeto de estudo do presente trabalho.

Assim, admite-se que, para o restante deste trabalho, que vazamentos teóricos ocorram, sem especificar na natureza de sua origem. O diâmetro equivalente desses vazamentos serve como uma das variáveis dos cálculos executados. O diâmetro equivalente máximo crível para esse tipo de acidente é definido como sendo de 12 polegadas, o que corresponde ao rompimento total do tubo de desague da piscina, do circuito primário, que se localiza debaixo do núcleo do reator.

#### 2.4 - Tempo de Drenagem da Piscina

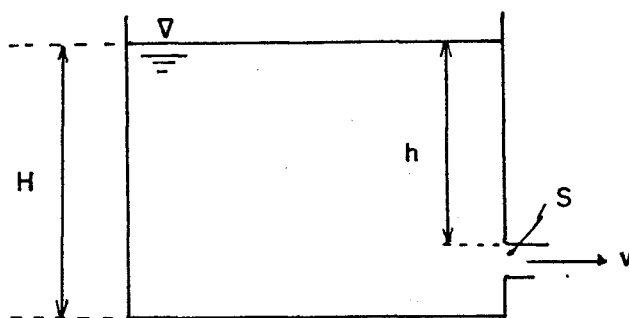
O cálculo da taxa de perda da água da piscina e do tempo de drenagem é feito utilizando-se a equação de Torricelli para a velocidade de escoamento que é /35/:

$$v = \sqrt{2 \cdot g \cdot h} \quad (2.1)$$

onde:

- v = velocidade de escoamento
- g = aceleração da gravidade
- h = profundidade

Seja uma piscina de altura  $H$ , com um orifício de área  $S$  situado em uma profundidade  $h$ :



O tempo para que o nível da água da piscina caia em um nível para outro cujas profundidades são  $h_1$  e  $h_2$  é dado por:

$$t = \frac{2.A}{S \cdot \sqrt{2g}} \cdot (h_1^{1/2} - h_2^{1/2}) \quad (2.2)$$

onde:  $A$  = área de superfície da piscina

$S$  = superfície por onde escoa a água

A seguir, considera-se dois tipos de vazamentos. O vazamento através de uma tubulação do circuito primário e um vazamento através de uma ruptura de um dos tubos de irradiação horizontais ("Beam Holes").

O acidente mais danoso seria aquele causado pela ruptura total da maior tubulação existente no circuito primário de refrigeração que é de 12 pol. . São também realizados cálculos para diâmetros de 8, 5 e 4 pol. . Nesse tipo de acidente, todo o núcleo do reator fica exposto ao ar, pois o vazamento ocorre através de uma abertura localizada em cotas inferiores ao fundo da piscina.

As curvas de nível para esse tipo de ruptura são mostradas na Fig. 2.10.

Num acidente em que ocorra uma ruptura total ou parcial de um dos 12 tubos de irradiação horizontais ("Beam Holes"), o diâmetro equivalente máximo concebível para este vazamento é de 8 pol. . São também realizados cálculos para diâmetros de 5, 4 e 2 pol. . É importante ressaltar, contudo, que enquanto a ruptura total ou parcial de qualquer tubulação do circuito primário de refrigeração deixaria o núcleo do reator totalmente exposto ao ar, a ruptura também total ou parcial de um dos tubos de irradiação deixaria, no mínimo oito polegadas inferiores dos elementos combustíveis ainda submersos de vido à diferença de cotas, porquanto os vazamentos se localizam nas paredes laterais da piscina. As curvas de nível de drenagem da água da piscina para esses diâmetros são mostradas na Fig. 2.11.

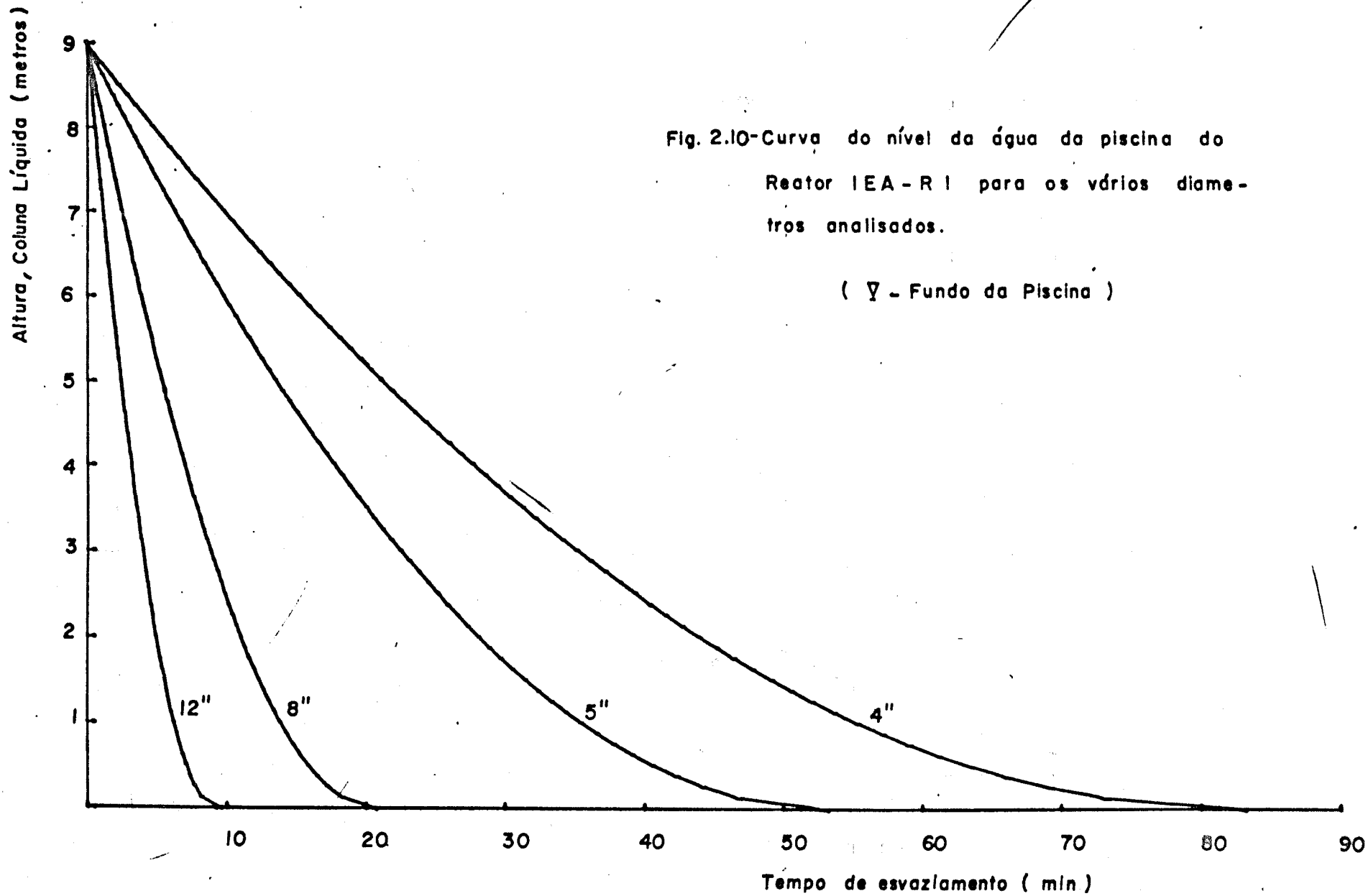


Fig. 2.10-Curva do nível da água da piscina do Reator IEA - R I para os vários diâmetros analisados.

( ∇ - Fundo da Piscina )

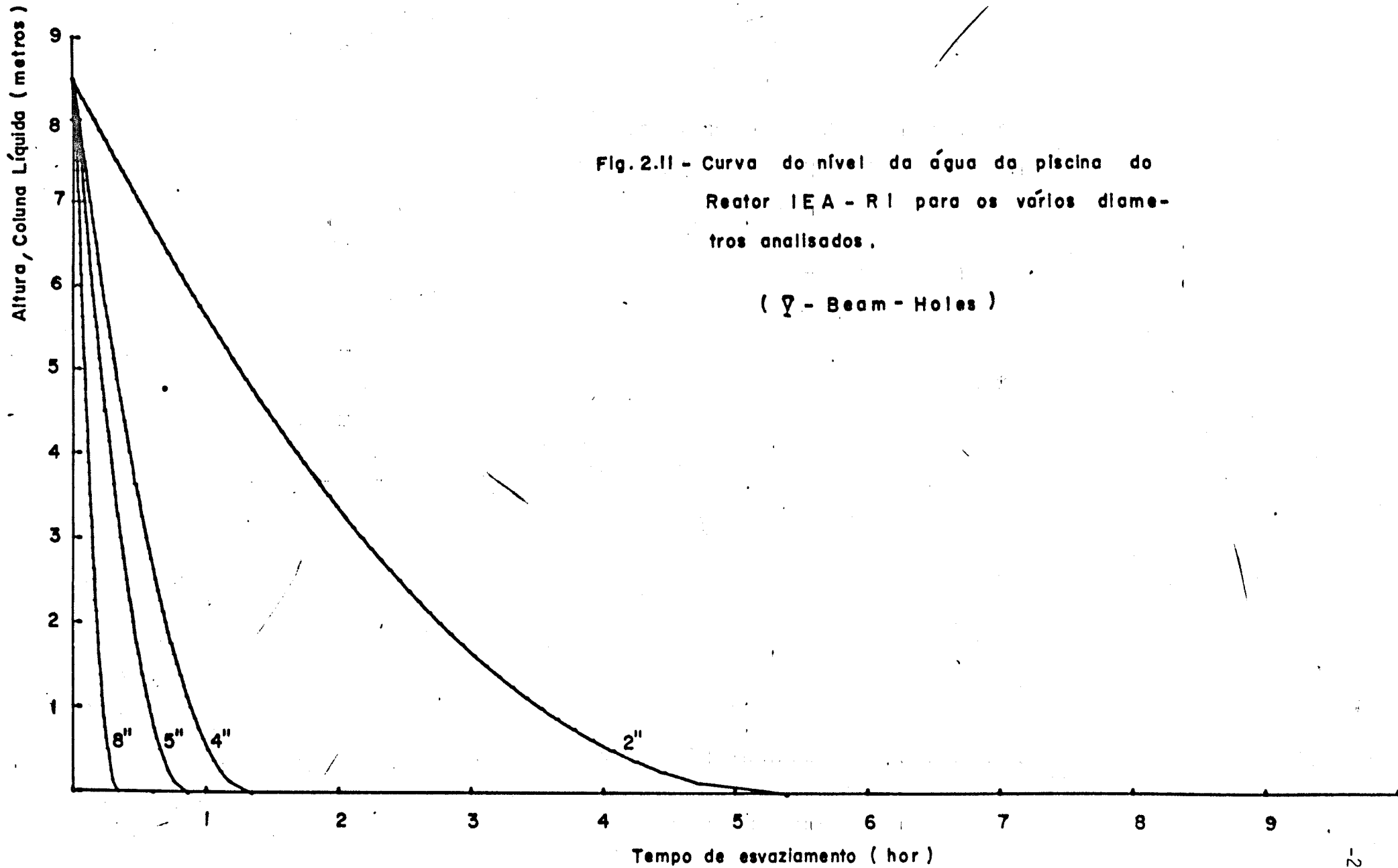


Fig.2.11 - Curva do nível da água da piscina do Reator IEA - R1 para os vários diâmetros analisados.

( ∇ - Beam - Holes )

## 2.5 - Conexão com os Sistemas Secundário e Terciário

Na eventualidade de uma perda de água da piscina através de um vazamento qualquer, a água se dirigirá, por gravidade ao porão do prédio do reator, que é a sala de cota mais baixa do prédio. No porão existe um dreno de sucção por gravidade com uma abertura de 4 pol. que leva a uma tubulação de 8 pol. diretamente conectada com o tanque de retenção cuja capacidade é de 280 m<sup>3</sup> de água. Este tanque de retenção está situado a uma cota inferior ao porão do prédio do reator, mas superior ao nível de água do Rio Pinheiros, o reservatório natural com o qual está ligado através do sistema de esgotos urbanos. O tanque de retenção não possui linhas de drenos por gravidade, sendo a sua drenagem feita por bomba de recalque.

A tubulação de 8 pol. acima referida, possui além da conexão ao porão, duas outras ramificações ligadas respectivamente ao tanque de decaimento e ao sistema de captação hidráulica do prédio do reator. Normalmente, existe uma válvula fechada entre o tanque de decaimento e o tanque de retenção, evitando-se deste modo, a drenagem do tanque de decaimento por gravidade. Esta válvula pode ser aberta por comando da sala de controle do reator.

O tanque de retenção possui capacidade suficiente para reter toda a água contida na piscina do reator, em casos de necessidade de manter-se essa água isolada antes de lançá-la para o Rio Pinheiros através do sistema de esgotos da Cidade Universitária.

Na eventualidade de perda de água significativa da água da piscina de forma a ameaçar a cobertura de água do reator, existe um sistema de refrigeração de emergência da piscina que consta de uma tubulação de 6 pol. localizada sobre a piscina do reator e capaz de trazer água, não tratada e por gravidade, de um reservatório de emergência com capacidade de 600 m<sup>3</sup> (aproximadamente duas vezes o volume de água da piscina), pronta para ser lançada sobre o núcleo do reator. A vazão máxima estimada de desaguamento é de 125 m<sup>3</sup>/h. O reservatório de emergência poderá ser preenchido com água da rede externa simultaneamente à retirada de água, através de uma bomba hidráulica. Esta operação deverá entretanto, ser somente usada em casos de extrema necessidade como a ocorrência de um LOCA sem possibilidade de ser controlado em tempo adequado. Essa reserva quanto ao uso dessa alternativa decorre do fato da utilização da água não tratada, que deve ser evitada a não ser como último recurso.

Este sistema de emergência pode ser acionado de modo automático quando dois medidores de nível independentes localizados no interior da piscina, acusarem uma queda além de 1,5 m do nível original da água da piscina.

Essa redundância no sinal de acionamento diminui a possibilidade de lançamento de água da rede externa para a piscina em casos de alarmes falsos.

O problema principal, independente se há ou não alimentação de água na piscina, volta-se para a possibilidade do núcleo do reator ser descoberto e exposto ao ar, sendo refrigerado somente por convecção natural, o que será motivo de exposição nos capítulos que se seguem.

CAPÍTULO III

AQUECIMENTO POR CALOR DE DECAIMENTO

3.1 - Introdução

O presente Capítulo, trata essencialmente da curva empírica de decaimento de potência após o desligamento do reator. O desenvolvimento desta curva é descrito primordialmente para efeito didático de exposição desta dissertação e não contém nenhuma contribuição do autor, porém, é resultado da pesquisa bibliográfica sobre o assunto. A base desta exposição, encontra-se na publicação "Decay heat power in light water reactors" da "American Nuclear Society" /1/.

No processo de fissão, ou seja a quebra do núcleo dos átomos combustíveis, parte da massa dos reagentes (nêutron e núcleo do átomo físsil) é transformada em energia radiante (raios gama) e energia cinética dos núcleos e outras partículas resultantes da fissão nuclear.

Os átomos físséis interagem com os nêutrons incidentes formando núcleos instáveis que se quebram em dois ou mais fragmentos chamados fragmentos de fissão. Ao mesmo tempo, são despreendidos alguns nêutrons que são fundamentalmente necessários à continuidade da reação em cadeia através da indução de novos processos de fissão em outros átomos combustíveis.

Os produtos de fissão são geralmente elementos localizados no centro da Tabela Periódica, criados pela fissão do combustível, os quais, em virtude de sua radioatividade constituem o maior e mais característico risco dos reatores nucleares de fissão.

Os danos potenciais que poderiam resultar da radiação proveniente dos produtos de fissão que ficam retidos nos elementos combustíveis e da fração de nêutrons e radiação gama gerados na fissão que escapam do núcleo do reator, são reduzidos a níveis aceitáveis pelo uso adequado de blindagens.

A radioatividade dos produtos de fissão é a causa de um grande número de problemas de utilização da energia nuclear. Medidas de segurança extremamente severas são adotadas para assegurar o não escape para o meio ambiente dos produtos de fissão contidos nos elementos combustíveis. A emissão contínua de radiação, torna inacessível determinadas partes do reator mesmo depois do seu desligamento. Devido aos produtos de fissão, os elementos com-

bustíveis já utilizados são altamente radioativos quando removidos do núcleo do reator e devem ser refrigerados por um determinado período de tempo antes de serem reprocessados.

Do ponto de vista nuclear, um dos aspectos mais importantes da emissão da radioatividade pós-irradiação, é o problema de se estimar a taxa de despreendimento de energia em forma de calor devido à emissão contínua de partículas beta e raios gama dos produtos de fissão.

Em um reator nuclear, após algum tempo de operação, a radiação beta e gama provenientes do decaimento dos produtos de fissão contribuem com cerca de até 7% da potência térmica do reator durante a sua operação. Quando o reator sofre o desligamento ("shutdown") os produtos de fissão acumulados continuam a decair e a despreender energia em forma de calor. Esta energia é função do tempo de operação e da potência anterior ao desligamento. Ela é bastante significativa e uma maneira adequada para se retirar este calor deve ser projetada, a fim de se evitar um aquecimento excessivo dos elementos com bustíveis.

Em princípio é possível exprimir a taxa de decaimento total como a soma das taxas de decaimento de cada componente do conjunto dos produtos de fissão, ou seja, em função dos rendimentos da fissão e da constante de decaimento radioativo dos vários núclídeos presentes mas, esta operação matemática devido à complexidade da expressão resultante, não teria consequências práticas.

A curva de decaimento da potência calorífica dos produtos de fissão adotada pela Sociedade Nuclear Americana, ANS, foi inicialmente proposta em 1971 por um Subcomitê especialmente formado para estudar este assunto. Este Subcomitê era composto por diversos pesquisadores dos vários laboratórios nacionais, universidades e indústrias americanas. O atual padrão foi adotado em 1978, em substituição ao de 1971. Convém ressaltar que este padrão ainda continua sendo estudado, devido a extrema complexidade e importância que o assunto merece.

### 3.2 - Produtos de Fissão

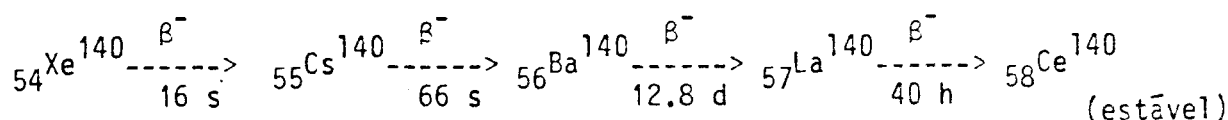
Quando um núcleo de urânio sofre fissão, são formados núclídeos de carga e massa intermediária. Esses núclídeos resultantes da fissão representam uma grande fonte de informações a respeito do mecanismo do processo de fissão e oferecem a possibilidade de que novos núclídeos sejam descobertos. Estas possibilidades tornam-se mais aparentes ao se estudar a razão neutrôni

ca (número de nêutrons dividido pelo número de prótons) dos isótopos de urânio quando comparadas com as mesmas dos produtos de fissão. Por exemplo, o núcleo composto  ${}_{92}^{236}\text{U}$  tem 144 nêutrons e 92 prótons e o valor dessa razão é  $144/92 = 1,57$ , enquanto que os valores dessas razões para os isótopos estáveis de alguns produtos de fissão típicos (Kr, I, Xe e Cs) variam de 1,17 a 1,52, ou seja, são menores do que para o  ${}_{92}^{236}\text{U}$ . Quando o núcleo excitado quebra-se em dois núcleos menores, a razão nêutron-próton, para pelo menos um deles, deve ser maior do que o valor compatível com a curva de estabilidade da Tabela Periódica. Este núcleo instável pode atingir sua estabilidade, por emissão de elétron, ou se a energia de excitação é suficientemente alta, por ejeção de um ou mais elétrons. Experimentalmente, verifica-se que ambos os casos acontecem.

A análise dos produtos de fissão do  ${}_{92}^{235}\text{U}$  mostra que a variação dos seus números de massa é de 72 a 158, tipicamente. Cerca de 91% dos núcleos de U-235 que sofrem fissão produzem produtos que se agrupam em dois blocos, um grupo "leve" com números de massa de 85 a 104 e um grupo "pesado" com números de massa de 130 a 149. O tipo mais provável de fissão que ocorre em cerca de 7% do total, dá produtos de fissão com números de massa de 95 a 139.

Existem 87 possíveis números de massa entre 72 a 158 os quais representam o número total de diferentes núclídeos formados diretamente dos fragmentos de fissão. Neste caso, o núcleo de urânio é capaz de fissionar-se em cerca de 40 modos distintos. Atualmente, já foram detectados mais de 60 produtos primários, de modo que existem pelo menos 30 modos diferentes de fissão experimentalmente verificados.

Os fragmentos de fissão possuem, geralmente um demasiado número de nêutrons para atingirem a estabilidade e a maioria deles decai por emissão de elétrons. Cada fragmento representa o precursor inicial de uma pequena série radioativa, envolvendo sucessiva emissão de elétrons. Estas séries são chamadas de cadeias de decaimento de fissão e cada cadeia tem em média três membros, embora cadeias mais longas e curtas ocorram frequentemente. O problema de se determinar os números de massa e atômico dos produtos de fissão e o de identificar os membros de cadeias de decaimento, constitui-se em tarefa difícil. Contudo, como resultado de um trabalho cuidadoso, mais do que 60 cadeias já foram verificadas e cerca de 200 diferentes radionúclídeos atribuídos a elas. Um exemplo de cadeia longa é:



Esta cadeia é especialmente interessante porque ela contém dois núclídeos Ba<sup>140</sup> e La<sup>140</sup> cuja presença, levaram ao descobrimento da fissão.

### 3.3 - Limitações à Curva Atual

A curva de decaimento da potência calorífica dos produtos de fissão adotada pela ANS (Fig. 3.1) limita-se ao caso de um reator que tenha operado durante um tempo infinito em um nível de potência constante e é instantaneamente desligado. Os métodos usados para os cálculos da potência de calor de decaimento são somente aplicáveis para reatores que contenham U-235 como único material fissil inicial e U-238 como material fértil.

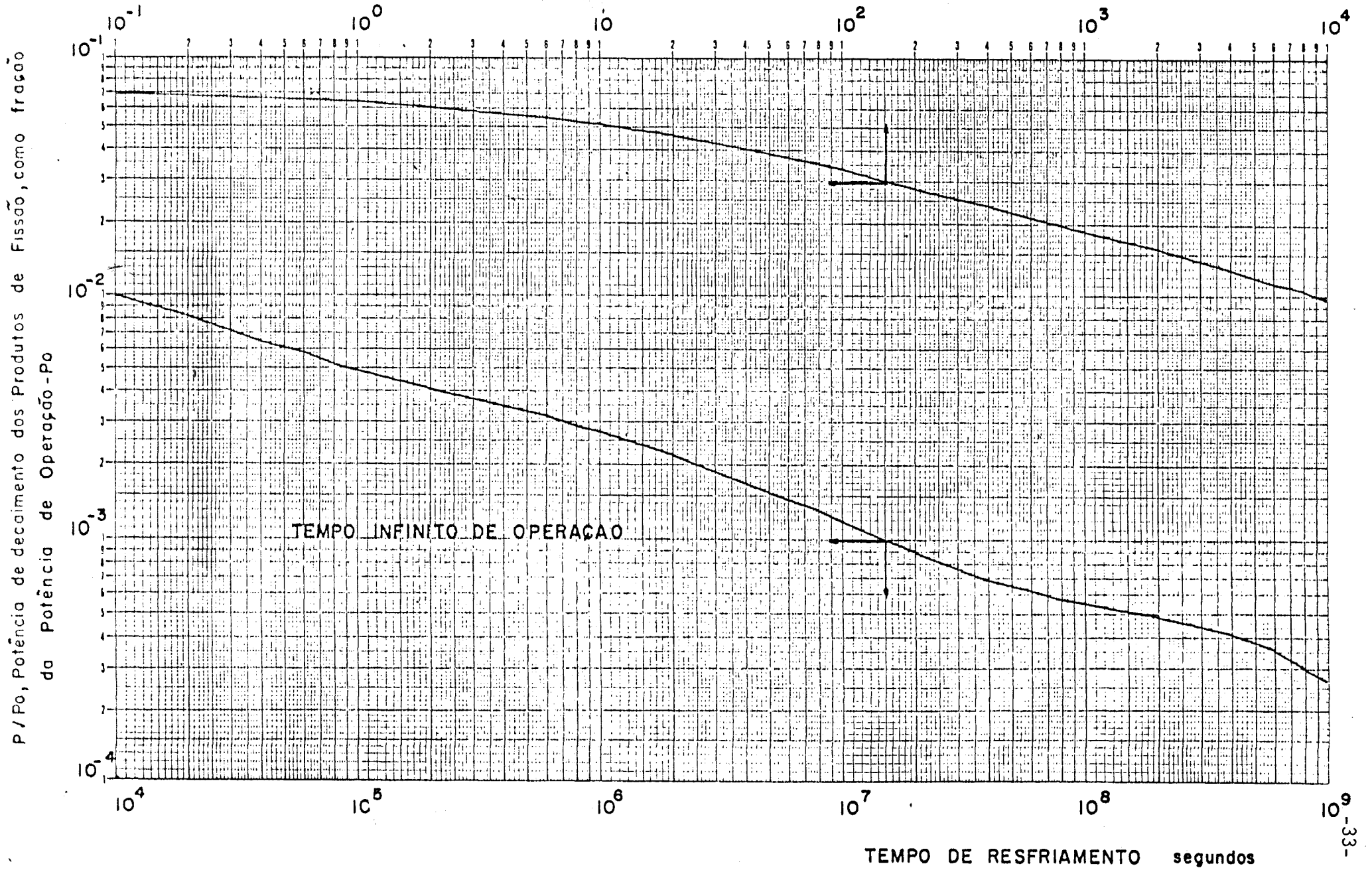
Para outros nuclídeos fissionáveis, trata-se o inventário total como sendo Pu-239. As representações da potência de calor de decaimento são fornecidas para o espectro de fissão de nêutrons térmicos do U-235 e Pu-239 e fissão rápida do U-238 para vários instantes depois do desligamento do reator e que sucedem a dois períodos limitantes no ritmo de operação, sendo um para um pulso de fissão e o outro para um ritmo constante de fissões por um período infinito, seguido de um desligamento instantâneo. Essas representações não levam em conta a captura neutrônica dos produtos de fissão. A atual curva de decaimento da potência calorífica dos produtos de fissão, não é aplicável a tempos de resfriamento  $t > 10^9$  seg. e não devem ser extrapoladas além deste valor.

O atual padrão foi baseado na curva proposta por K. Shure /39,40/ para irradiação infinita do urânio e para tempos de resfriamento de 0 a  $10^9$  seg. As incertezas dos resultados da curva padrão ANS 5.1 foram estimadas com base em comparações com dados experimentais e são as seguintes:

<u>Tempo de Resfriamento</u>	<u>Incerteza</u>
$t < 10^3$ seg.	+ 20%, -40%
$10^3$ seg. < $t < 10^7$ seg.	+ 10%, -20%
$t > 10^7$ seg.	+ 25%, -50%

onde: t = tempo de resfriamento

Fig.3.1-Curva de Calor de decaimento dos Produtos de Fissão - (Padrão ANS-5.1)



### 3.4 - Potência de Calor de Decaimento em Reatores à Água Leve

(Padrão ANS 5.1-Adotado em maio de 1978)

#### Escopo e Propósito

Este padrão fornece os valores para a taxa de calor de decaimento dos produtos de fissão, do U-239 e Np-239, após o desligamento de reatores à água leve que contenham U-235, U-238 e Pu. É descrito um método que leva em conta o histórico da operação do reator, o efeito de captura neutrônica nos produtos de fissão e a avaliação da incerteza nos resultados da potência de calor de decaimento do U-239 e Np-239, mas, a potência de calor de decaimento devido a outros actinídeos e a ativação dos materiais estruturais devem ser calculados para cada projeto específico do reator em consideração. Estes aspectos não constam da atual versão do padrão e devem ser avaliados pelo usuário bem como os cálculos da temperatura no combustível, encamisamento e nos materiais estruturais. O atual padrão também não leva em conta a fissão induzida devido a nêutrons atrasados.

O propósito deste padrão é o de fornecer a base para a determinação da potência de calor de decaimento e da sua incerteza, depois do desligamento em reatores de tipo à água leve. Esta informação básica deve ser usada em projetos, avaliação da performance e da segurança de reatores à água leve.

### 3.5 - Potência Calorífica de Decaimento dos Produtos de Fissão

A seguinte notação define os termos a serem usados. As variáveis independentes são colocadas entre parênteses.

$T'$  - tempo decorrido desde o início de operação do reator..... (seg)

$T$  - período de operação total do reator..... (seg)

$t$  - tempo após o desligamento, tempo de resfriamento..... (seg)

$\infty$  - tempo infinito

$F_i(t,T)$  - potência calorífica de decaimento no instante  $t$  depois de um período de operação  $T$  com uma taxa constante de fissão do nuclídeo  $i$  na ausência de captura neutrônica dos produtos de fissão..... (Mev/seg)/(fissão/seg)

- $\Delta F_i(t,T)$  - desvio padrão na incerteza em  $F_i(t,T)$ ..... (Mev/seg)/(fissão/seg)
- $Q_i$  - energia total recuperável associada com uma fissão do nuclídeo i..... (Mev)
- $\Delta Q_i$  - desvio padrão na incerteza em  $Q_i$ ..... (Mev)
- $P_{i\alpha}$  - potência média resultante da fissão do nuclídeo i durante o período de operação..... (Mev/seg)
- $\alpha$  - índice especificando um período de operação em potência constante
- $\Delta P_{i\alpha}$  - desvio padrão na incerteza em  $P_{i\alpha}$ ..... (Mev/seg)
- $P_d(t,T)$  - Potência calorífica de decaimento dos produtos de fissão num instante t após o desligamento, depois de um período de operação de T seg..... (Mev/seg)
- $P'_d(t,T)$  - Potência calorífica de decaimento dos produtos de fissão correspondente a  $P_d(t,T)$  mas não relacionado com captura neutrônica dos produtos de fissão..... (Mev/seg)
- $P'_{di}(t,T)$  - Contribuição à potência calorífica de decaimento dos produtos de fissão a  $P'_d(t,T)$  pelo nuclídeo fissionável i, não relacionado com captura neutrônica dos produtos de fissão..... (Mev/seg)
- $G(t,T,\Psi)$  - fator que leva em conta a captura neutrônica dos produtos de fissão
- $\Psi$  - fissão por átomo físsil inicial, adimensional
- $P_i(T')$  - potência gerada pelo i-ésimo nuclídeo fissionável em  $T'$ ..... (Mev/seg)
- $P(T')$  - potência total em  $T'$ , igual a  $\sum_i P_i(T')$ ..... (Mev/seg)
- $\Delta P(T')$  - desvio padrão da incerteza em  $P(T')$ ..... (Mev/seg)

A potência calorífica de decaimento dos produtos de fissão pode ser apresentada de duas maneiras. A primeira é na forma de  $f_i(t)$  que representa a potência calorífica de decaimento por fissão que sucede a um pulso instantâneo de um número significativo de eventos de fissão. A segunda maneira é representada por  $F_i(t,\infty)$  que é a potência calorífica de decaimento dos produtos de fissão, produzido por irradiação em taxa constante, durante um período de tempo infinito, sem absorção de nêutrons pelos produtos de fissão. Devido às características de operação do reator IEA-R1, considera-se somente o segundo caso.

O valor de  $F_i(t, \infty)$  e sua incerteza são mostrados nas Tabelas 3.1 e 3.2 para o caso de fissão térmica do U-235 e Pu-239 e na Tabela 3.3 para a fissão rápida do U-238. As Tabelas 3.4, 3.5 e 3.6 fornecem os valores dos parâmetros exponenciais correspondentes a  $F_i(t, T)$  para os três nuclídeos fissionáveis.

A potência calorífica de decaimento  $P'_d(t, T)$  para um histórico arbitrário da potência do reator, e sem captura neutrônica dos produtos de fissão, é dado a seguir. A captura neutrônica dos produtos de fissão tem um efeito pequeno na potência calorífica final de decaimento para  $0 < t < 10^4$  seg e é levado em conta por um fator de correção G. A potência calorífica de decaimento é dada por:

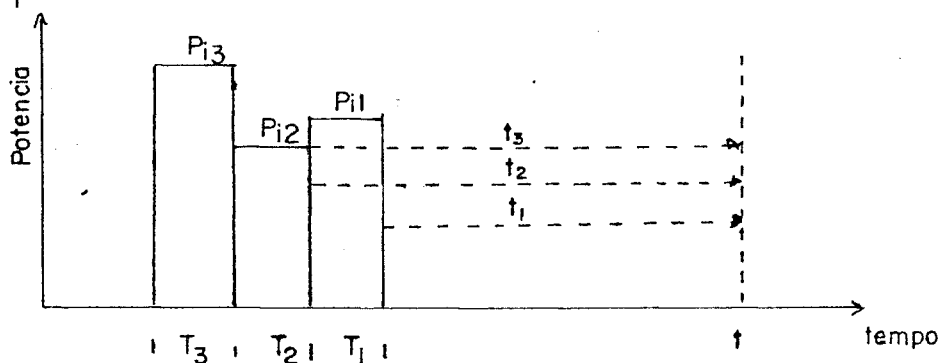
$$P_d(t, T) = P'_d(t, T) \cdot G(t, T, \Psi) \quad (3.1)$$

onde

$$P'_d(t, T) = \sum_{i=1}^3 P'_{di}(t, T) \quad (3.2)$$

e i representa U-235 térmico, Pu-239 térmico e U-238 rápido

Quando o histórico da operação de um reator pode ser representado por um histograma de N intervalos de tempo com uma potência constante  $P_{i\alpha}$ , do nuclídeo fissionável i em relação ao intervalo de tempo  $\alpha$ , então, a potência calorífica de decaimento e sua incerteza podem ser calculados a partir do  $F_i$  e  $\Delta F_i$ . Um exemplo é mostrado na figura abaixo.



A potência calorífica de decaimento  $P'_{di}$  não corrigida é calculada por:

$$P'_{di}(t, T) = \frac{\sum_{\alpha=1}^N P_{i\alpha} \cdot F_i(t_\alpha, T_\alpha)}{Q_i} \quad (3.3)$$

TABELA 3.1 - Dados para a Curva de Decaimento para a Fissão Térmica do U-235 e Tempo Infinito de Operação.

TEMPO APÓS O DESLIGAMENTO (s)	POTÊNCIA DE CALOR DE DECAIMENTO $F(t, \infty)$ (MeV/fissão) <sup>a</sup>	INCERTEZA $\Delta F(t, \infty)$ (MeV/fissão)	PORCENTAGEM DE INCERTEZA
1.00E+00	1.231E+01	0.040E+01	3.3
1.50E+00	1.198E+01	0.032E+01	2.7
2.00E+00	1.169E+01	0.028E+01	2.4
4.00E+00	1.083E+01	0.023E+01	2.2
6.00E+00	1.026E+01	0.021E+01	2.1
8.00E+00	9.830E+00	0.198E+00	2.0
1.00E+01	9.494E+00	0.187E+00	2.0
1.50E+01	8.882E+00	0.170E+00	1.9
2.00E+01	8.455E+00	0.159E+00	1.9
4.00E+01	7.459E+00	0.137E+00	1.8
6.00E+01	6.888E+00	0.125E+00	1.8
8.00E+01	6.493E+00	0.118E+00	1.8
1.00E+02	6.198E+00	0.112E+00	1.8
1.50E+02	5.696E+00	0.103E+00	1.8
2.00E+02	5.369E+00	0.097E+00	1.8
4.00E+02	4.667E+00	0.083E+00	1.8
6.00E+02	4.282E+00	0.076E+00	1.8
8.00E+02	4.009E+00	0.071E+00	1.8
1.00E+03	3.796E+00	0.067E+00	1.8
1.50E+03	3.408E+00	0.060E+00	1.8
2.00E+03	3.137E+00	0.055E+00	1.8
4.00E+03	2.534E+00	0.045E+00	1.8
6.00E+03	2.234E+00	0.039E+00	1.7
8.00E+03	2.044E+00	0.036E+00	1.7
1.00E+04	1.908E+00	0.033E+00	1.7
1.50E+04	1.685E+00	0.030E+00	1.8
2.00E+04	1.545E+00	0.027E+00	1.8
4.00E+04	1.258E+00	0.023E+00	1.9
6.00E+04	1.117E+00	0.021E+00	1.9
8.00E+04	1.030E+00	0.020E+00	2.0

... continuação da Tabela 3.1

TEMPO APÓS O DESLIGAMENTO	POTÊNCIA DE CALOR DE DECAIMENTO $F(t, \infty)$ (MeV/fissão) <sup>a</sup>	INCERTEZA $\Delta F(t, \infty)$ (MeV/fissão)	PORCENTAGEM DE INCERTEZA
1.00E+05	9.691E-01	0.194E-01	2.0
1.50E+05	8.734E-01	0.175E-01	2.0
2.00E+05	8.154E-01	0.163E-01	2.0
4.00E+05	6.975E-01	0.140E-01	2.0
6.00E+05	6.331E-01	0.127E-01	2.0
8.00E+05	5.868E-01	0.117E-01	2.0
1.00E+06	5.509E-01	0.110E-01	2.0
1.50E+06	4.866E-01	0.097E-01	2.0
2.00E+06	4.425E-01	0.089E-01	2.0
4.00E+06	3.457E-01	0.069E-01	2.0
6.00E+06	2.983E-01	0.060E-01	2.0
8.00E+06	2.680E-01	0.054E-01	2.0
1.00E+07	2.457E-01	0.049E-01	2.0
1.50E+07	2.078E-01	0.042E-01	2.0
2.00E+07	1.846E-01	0.037E-01	2.0
4.00E+07	1.457E-01	0.029E-01	2.0
6.00E+07	1.308E-01	0.026E-01	2.0
8.00E+07	1.222E-01	0.024E-01	2.0
1.00E+08	1.165E-01	0.023E-01	2.0
1.50E+08	1.082E-01	0.022E-01	2.0
2.00E+08	1.032E-01	0.021E-01	2.0
4.00E+08	8.836E-02	0.177E-02	2.0
6.00E+08	7.613E-02	0.152E-02	2.0
8.00E+08	6.570E-02	0.131E-02	2.0
1.00E+09	5.678E-02	0.114E-02	2.0

<sup>a</sup> MeV/fissão é abreviação de  $\frac{(\text{MeV/s})}{(\text{fissão/s})}$

TABELA 3.2- Dados para a Curva de Decaimento para a Fissão Térmica do Pu-239 e para Tempo Infinito de Irradiação

TEMPO APÓS O DESLIGAMENTO	POTÊNCIA DE CALOR DE DECAIMENTO $F(t,\infty)$ (MeV/fissão) <sup>a</sup>	INCERTEZA $\Delta F(t,\infty)$ (MeV/fissão)	PORCENTAGEM DE INCERTEZA
1.0E+00	1.027E+01	0.058E+01	5.6
1.5E+00	1.003E+01	0.048E+01	4.8
2.0E+00	9.816E+00	0.441E+00	4.5
4.0E+00	9.206E+00	0.396E+00	4.3
6.0E+00	8.795E+00	0.374E+00	4.3
8.0E+00	8.438E+00	0.359E+00	4.2
1.0E+00	8.243E+00	0.347E+00	4.2
1.5E+01	7.794E+00	0.326E+00	4.2
2.0E+01	7.476E+00	0.311E+00	4.2
4.0E+01	6.707E+00	0.279E+00	4.2
6.0E+01	6.251E+00	0.261E+00	4.2
8.0E+01	5.929E+00	0.248E+00	4.2
1.0E+02	5.685E+00	0.239E+00	4.2
1.5E+02	5.262E+00	0.223E+00	4.2
2.0E+02	4.982E+00	0.211E+00	4.2
4.0E+02	4.357E+00	0.187E+00	4.3
6.0E+02	3.993E+00	0.173E+00	4.3
8.0E+02	3.726E+00	0.163E+00	4.4
1.0E+03	3.516E+00	0.155E+00	4.4
1.5E+03	3.128E+00	0.140E+00	4.5
2.0E+02	2.857E+00	0.129E+00	4.5
4.0E+03	2.276E+00	0.106E+00	4.7
6.0E+03	2.002E+00	0.095E+00	4.7
8.0E+03	1.839E+00	0.088E+00	4.8
1.0E+04	1.727E+00	0.083E+00	4.8
1.5E+04	1.548E+00	0.074E+00	4.8
2.0E+04	1.437E+00	0.068E+00	4.8
4.0E+04	1.204E+00	0.058E+00	4.8
6.0E+04	1.081E+00	0.053E+00	4.9
8.0E+04	1.000E+00	0.049E+00	4.9

... continuação da Tabela 3.2

TEMPO APÓS O DESLIGAMENTO	POTÊNCIA DE CALOR DE DECAIMENTO $F(t, \infty)$ (MeV/fissão) <sup>a</sup>	INCERTEZA $\Delta F(t, \infty)$ (MeV/fissão)	PORCENTAGEM DE INCERTEZA
1.0E+05	9.421E-01	0.471E-01	5.0
1.5E+05	8.480E-01	0.424E-01	5.0
2.0E+05	7.890E-01	0.395E-01	5.0
4.0E+05	6.634E-01	0.332E-01	5.0
6.0E+05	5.944E-01	0.297E-01	5.0
8.0E+05	5.462E-01	0.273E-01	5.0
1.0E+06	5.097E-01	0.255E-01	5.0
1.5E+06	4.464E-01	0.223E-01	5.0
2.0E+06	4.046E-01	0.202E-01	5.0
4.0E+06	3.163E-01	0.158E-01	5.0
6.0E+06	2.741E-01	0.137E-01	5.0
8.0E+06	2.477E-01	0.124E-01	5.0
1.0E+07	2.282E-01	0.114E-01	5.0
1.5E+07	1.945E-01	0.097E-01	5.0
2.0E+07	1.728E-01	0.086E-01	5.0
4.0E+07	1.302E-01	0.065E-01	5.0
6.0E+07	1.099E-01	0.055E-01	5.0
8.0E+07	9.741E-02	0.487E-02	5.0
1.0E+08	8.931E-02	0.447E-02	5.0
1.5E+08	7.859E-02	0.393E-02	5.0
2.0E+08	7.344E-02	0.367E-02	5.0
4.0E+08	6.269E-02	0.314E-02	5.0
6.0E+08	5.466E-02	0.273E-02	5.0
8.0E+08	4.783E-02	0.239E-02	5.0
1.0E+09	4.195E-02	0.210E-02	5.0

<sup>a</sup> MeV/fissão é abreviação de  $\frac{(\text{MeV/s})}{(\text{fissão/s})}$

TABELA 3.3 - Dados para a Curva de Decaimento para a Fissão Rápida do U-238 e para Tempo Infinito de Irradiação.

TEMPO APÓS O DESLIGAMENTO (s)	POTÊNCIA DE CALOR DE DECAIMENTO $F(t, \infty)$ (MeV/fissão) <sup>a</sup>	INCERTEZA $\Delta F(t, \infty)$ (MeV/fissão)	PORCENTAGEM DE INCERTEZA
1.0E+00	1.419E+01	0.176E+01	12.
1.5E+00	1.361E+01	0.164E+01	12.
2.0E+00	1.316E+01	0.154E+01	12.
4.0E+00	1.196E+01	0.130E+01	11.
6.0E+00	1.123E+01	0.115E+01	10.
8.0E+00	1.070E+01	0.105E+01	9.9
1.0E+01	1.029E+01	0.098E+01	9.5
1.5E+01	9.546E+00	0.855E+00	9.0
2.0E+01	9.012E+00	0.758E+00	8.4
4.0E+01	7.755E+00	0.560E+00	7.2
6.0E+01	7.052E+00	0.463E+00	6.6
8.0E+01	6.572E+00	0.405E+00	6.2
1.0E+02	6.217E+00	0.367E+00	5.9
1.5E+02	5.621E+00	0.317E+00	5.6
2.0E+02	5.241E+00	0.281E+00	5.4
4.0E+02	4.464E+00	0.229E+00	5.1
6.0E+02	4.072E+00	0.205E+00	5.0
8.0E+02	3.804E+00	0.189E+00	5.0
1.0E+03	3.598E+00	0.177E+00	4.9
1.5E+03	3.220E+00	0.157E+00	4.9
2.0E+03	2.954E+00	0.142E+00	4.8
4.0E+03	2.366E+00	0.111E+00	4.7
6.0E+03	2.078E+00	0.095E+00	4.6
8.0E+03	1.901E+00	0.085E+00	4.5
1.0E+04	1.777E+00	0.078E+00	4.4
1.5E+04	1.578E+00	0.068E+00	4.3
2.0E+04	1.455E+00	0.061E+00	4.2
4.0E+04	1.204E+00	0.049E+00	4.1
6.0E+04	1.077E+00	0.043E+00	4.0
8.0E+04	9.955E-01	0.392E-01	3.9

... continuação da Tabela 3.3

TEMPO APÓS O DESLIGAMENTO (s)	POTÊNCIA DE CALOR DE DECAIMENTO F(t,∞) (MeV/fissão) <sup>a</sup>	INCERTEZA ΔF(t,∞) (MeV/fissão)	PORCENTAGEM DE INCERTEZA
1.0E+05	9.383E-01	0.366E-01	3.9
1.5E+05	8.459E-01	0.327E-01	3.9
2.0E+05	7.884E-01	0.303E-01	3.8
4.0E+05	6.673E-01	0.258E-01	3.9
6.0E+05	6.002E-01	0.233E-01	3.9
8.0E+05	5.530E-01	0.216E-01	3.9
1.0E+06	5.171E-01	0.204E-01	3.9
1.5E+06	4.544E-01	0.180E-01	4.0
2.0E+06	4.125E-01	0.165E-01	4.0
4.0E+06	3.224E-01	0.132E-01	4.1
6.0E+06	2.784E-01	0.117E-01	4.2
8.0E+06	2.503E-01	0.107E-01	4.3
1.0E+07	2.296E-01	0.101E-01	4.4
1.5E+07	1.941E-01	0.086E-01	4.4
2.0E+07	1.717E-01	0.076E-01	4.5
4.0E+07	1.299E-01	0.060E-01	4.6
6.0E+07	1.113E-01	0.053E-01	4.7
8.0E+07	1.001E-01	0.049E-01	4.9
1.0E+08	9.280E-02	0.464E-02	5.0
1.5E+08	8.307E-02	0.415E-02	5.0
2.0E+08	7.810E-02	0.391E-02	5.0
4.0E+08	6.647E-02	0.332E-02	5.0
6.0E+08	5.746E-02	0.287E-02	5.0
8.0E+08	4.979E-02	0.249E-02	5.0
1.0E+09	4.321E-02	0.216E-02	5.0

MeV/fissão é abreviação de  $\frac{(\text{MeV/s})}{(\text{fissão/s})}$

TABELA 3.4 - Parâmetros para a Fissão Térmica do U-235 para  $F(t,\infty)^a$

$\alpha$	$\lambda$	$\alpha$	$\lambda$
6.5057E-01	2.2138E+01	2.5232E-06	1.0010E-05
5.1264E-01	5.1587E-01	4.9948E-07	2.5438E-06
2.4384E-01	1.9594E-01	1.8531E-07	6.6361E-07
1.3850E-01	1.0314E-01	2.6608E-08	1.2290E-07
5.5440E-02	3.3656E-02	2.2398E-09	2.7213E-08
2.2225E-02	1.1681E-02	8.1641E-12	4.3714E-09
3.3088E-03	3.5870E-03	8.7797E-11	7.5780E-10
9.3015E-04	1.3930E-03	2.5131E-14	2.4786E-10
8.0943E-04	6.2630E-04	3.2176E-16	2.2384E-13
1.9567E-04	1.8906E-04	4.5038E-17	2.4600E-14
3.2535E-05	5.4988E-05	7.4791E-17	1.5699E-14
7.5595E-06	2.0958E-05		

$$F(t,T) = \sum_{i=1}^{23} \frac{\alpha_i}{\lambda_i} e^{-\lambda_i t} (1 - e^{-\lambda_i T}) \quad \text{MeV/Fissão}$$

$$F(t,\infty) = F(t,10^{13}) \quad t \text{ e } T \text{ em segundos}$$

TABELA 3.5 - Parâmetros para a Fissão Térmica do Pu-239 para  $F(t,\infty)^a$

$\alpha$	$\lambda$	$\alpha$	$\lambda$
2.083E-01	1.002E+01	1.747E-06	8.319E-06
3.853E-01	6.433E-01	5.481E-07	2.358E-06
2.213E-01	2.186E-01	1.671E-07	6.450E-07
9.460E-02	1.004E-01	2.112E-08	1.278E-07
3.531E-02	3.728E-02	2.996E-09	2.466E-08
2.292E-02	1.435E-02	5.107E-11	9.378E-09
3.946E-03	4.549E-03	5.730E-11	7.450E-10
1.317E-03	1.328E-03	4.138E-14	2.426E-10
7.052E-04	5.356E-04	1.088E-15	2.210E-13
1.432E-04	1.730E-04	2.454E-17	2.640E-14
1.765E-05	4.881E-05	7.557E-17	1.380E-14
7.347E-06			

$$F(t,T) = \sum_{i=1}^{23} \frac{\alpha_i}{\lambda_i} e^{-\lambda_i t} (1 - e^{-\lambda_i T}) \quad \text{MeV/Fissão}$$

$$F(t,\infty) \equiv F(t,10^{13}) \quad t \text{ e } T \text{ em segundos}$$

TABELA 3.6 - Parâmetros para a Fissão Rápida do U-238 para  $F(t, \infty)^a$

$\alpha$	$\lambda$	$\alpha$	$\lambda$
1.2311E+0	3.2881E+0	1.0075E-6	7.0465E-6
1.1486E+0	9.3805E-1	4.9894E-7	2.3190E-6
7.0701E-1	3.7073E-1	1.6352E-7	6.4480E-7
2.5209E-1	1.1118E-1	2.3355E-8	1.2649E-7
7.1870E-2	3.6143E-2	2.8094E-9	2.5548E-8
2.8291E-2	1.3272E-2	3.6236E-11	8.4782E-9
6.8382E-3	5.0133E-3	6.4577E-11	7.5130E-10
1.2333E-3	1.3655E-3	4.4963E-14	2.4188E-10
6.8409E-4	5.5158E-4	3.6654E-16	2.2739E-13
1.6975E-4	1.7873E-4	5.6293E-17	9.0536E-14
2.4182E-5	4.9032E-5	7.1602E-17	5.6098E-15
6.6356E-6	1.7058E-5		

$$F(t, T) = \sum_{i=1}^{23} \frac{\alpha_i}{\lambda_i} e^{-\lambda_i t} (1 - e^{-\lambda_i T}) \quad \text{MeV/Fissão}$$

$$F(t, \infty) \equiv F(t, 10^{13}) \quad t \text{ e } T \text{ em segundos}$$

onde

$$t_1 = t, t_2 = t + T, t_N = t + \sum_{\alpha=1}^N T_{\alpha} \quad (3.4)$$

e

$$F_i(t_{\alpha}, T_{\alpha}) = F_i(t_{\alpha}, \infty) - F_i(t_{\alpha} + T_{\alpha}, \infty) \quad (3.5)$$

A incerteza em  $P'_{di}(t, T)$  é determinada a partir de:

$$\left( \frac{\Delta P'_{di}}{P'_{di}} \right)^2 = \left( \frac{\Delta Q_i}{Q_i} \right)^2 + \left( \frac{\sum_{\alpha=1}^N P_{i\alpha} \cdot F_i(t_{\alpha}, T_{\alpha})}{Q_i \cdot P'_{di}} \right)^2 \quad (3.6)$$

onde

$$\Delta F_i(t, T) = \Delta F_i(t, \infty) - \Delta F_i(t+T, \infty) \quad (3.7)$$

O número de histogramas é considerado adequado, se dividindo-se em metade cada intervalo de tempo, reduz-se o valor de  $P'_{di}$  obtido da Eq. 3.3 para menos da metade do valor de  $P'_{di}$  obtido da Eq. 3.6.

### 3.6 - Efeito da Captura Neutrônica dos Produtos de Fissão para $t < 10^4$ seg

O fator  $G(t, T, \psi)$  que leva em conta a captura neutrônica dos produtos de fissão deve ser calculado para  $t, T$ , e é definido pela correlação experimental:

$$G(t, T, \psi) = 1.0 + (3,24 \cdot 10^{-6} + 5,23 \cdot 10^{10}) T^{-0,4} \cdot \psi \quad (3.8)$$

### 3.7 - Efeito da Captura Neutrônica dos Produtos de Fissão para $t > 10^4$ seg

A captura neutrônica dos produtos de fissão pode alterar a cadeia de decaimento, e este efeito na potência de decaimento pode ser significativa para longos períodos de resfriamento. Estudos detalhados mostram que o efeito é o de decrescer o inventário de alguns núclídeos e aumentar o de outros, sendo que o efeito resultante é um aumento na potência de decaimento. A magnitude deste efeito é dependente do tipo de reator, do espectro do fluxo de nêutrons e do histórico de irradiação. O efeito pode ser simplesmente aproximado para longos períodos de resfriamento. A Tabela 3.7 lista

os fatores de multiplicação  $G_{\max}$  que devem ser aplicados à potência de decaimento para tempos de resfriamento  $t > 10^4$  seg e, como opção, esses valores podem ser usados no lugar do fator  $G(t, T, \psi)$  dado na Eq. 3.8 para  $t < 10^4$  seg.

A idéia da Tabela 3.7 é a de fornecer fatores conservativos porém realistas para reatores de água leve (LWR). Os fatores são baseados nas seguintes condições:

- a.) Dados de secção de choque baseados no espectro de um reator de água leve típico e relacionados em ENDF/B-IV /11/.
- b.) Potência constante antes do desligamento.
- c.) Fluxo de nêutrons térmicos  $\phi_{th} = 1,75 \cdot 10^{14}$  n/cm<sup>2</sup>.seg, que é equivalente a um fluxo de  $10^{14}$  aplicado à secção de choque efetiva de 0,0253 eV. Fluxo de nêutrons epitérmicos  $\phi_{epi} = 3,0 \cdot 10^{14}$  n/cm<sup>2</sup>.seg (onde  $\phi_{epi}$  é o fluxo total de nêutrons na região ressonante no intervalo de 0,625 eV a 5,53.  $10^3$  eV).
- d.) Fissão térmica do U-235.

A maioria do efeito de absorção que seja significativa reside na blindagem de núclídeos de meia-vida longa; esses são uma fração relativamente pequena de aproximadamente 1000 produtos de fissão (-4%). A Tabela 3.8 fornece uma lista desses núclídeos. Para reatores que excedem o fluxo e as fluências usadas na produção de fatores listados na Tabela 3.7, devem ser feitos cálculos para o efeito de absorção. Estes cálculos devem incluir os núclídeos da Tabela 3.8. Em adição, devem ser colocados os fatores apropriados derivados da Eq. 3.8 e da Tabela 3.7 com dados derivados de cálculos de efeitos de absorção dos núclídeos da Tabela 3.8. Os cálculos devem ser feitos, além de  $F(t, T)$ , para as diferenças no calor de decaimento, usando-se os apropriados fluxos, secções de choque, rendimento de fissão e constantes de decaimento utilizando-se de fatores de fluxo  $\leq 10^{14}$  n/cm<sup>2</sup>.seg, incluindo-se uma análise de erro estatístico da correção devido às capturas.

### 3.8 - Métodos para Cálculo da Potência Calorífica de Decaimento e Incerteza para $t < 10^4$ s

A potência calorífica de decaimento pode ser obtida se supormos que a potência dos isótopos fissionáveis diferentes do U-235 é idêntica ao núclídeo U-235 e que a taxa de fissão é constante durante todo o histórico de irradiação em nível máximo de potência, que corresponde a  $P_{\max}$ . O uso é feito somente dos dados de operação durante tempo infinito para o U-235 da

TABELA 3.7

Razão  
Calor de Decaimento com Absorção  
Para  
Valores sem Absorção <sup>a</sup>

TEMPO APÓS DESLIGAMENTO (seg)	G max	TEMPO APÓS DESLIGAMENTO (seg)	G max
1.0	1.020	1.5E+5	1.130
1.5	1.020	2.0E+5	1.138
2.0	1.020	4.0E+5	1.126
4.0	1.021	6.0E+5	1.124
6.0	1.022	8.0E+5	1.123
8.0	1.022	1.0E+6	1.124
1.0E+1	1.022	1.5E+6	1.125
1.5E+1	1.022	2.0E+6	1.127
2.0E+1	1.022	4.0E+6	1.134
4.0E+1	1.022	6.0E+6	1.146
6.0E+1	1.022	8.0E+6	1.162
8.0E+1	1.022	1.0E+7	1.181
1.0E+2	1.023	1.5E+7	1.233
1.5E+2	1.024	2.0E+7	1.284
2.0E+2	1.025	4.0E+7	1.444
4.0E+2	1.028	6.0E+7	1.535
6.0E+2	1.030	8.0E+7	1.586
8.0E+2	1.032	1.0E+8	1.598
1.0E+3	1.033	1.5E+8	1.498
1.5E+3	1.037	2.0E+8	1.343
2.0E+3	1.039	4.0E+8	1.065
4.0E+3	1.048	6.0E+8	1.021
6.0E+3	1.054	8.0E+8	1.012
8.0E+3	1.060	1.0E+9	1.007
1.0E+4	1.064	4.0E+4	1.098
1.5E+4	1.074	6.0E+4	1.111
2.0E+4	1.081	8.0E+4	1.119
		1.0E+5	1.124

<sup>a</sup>Razão baseada em: Fissão térmica do U-235.

TABELA 3.8 - Produtos de Fissão a serem incluídos para Determinação dos Efeitos de Absorção de Nêutrons na Potência de Decaimento <sup>a</sup>

NUCLÍDEO	PRECURSOR(ES)	COMENTÁRIOS
Y-90	Y-89, Sr-90	<p>Grau de importância (pequeno) dependente de certas ramificações. Podem ser ignorados baseados nos dados do ENDF/B-IV.</p> <p>Muito importante em todos os instantes após o desligamento &lt; 10<sup>9</sup> seg.</p> <p>Efeito negativo maior.</p> <p>(n,γ) ramificação do Pm-147 ≈ 0,53</p> <p>(n,γ) ramificação do Pm-147 ≈ 0,47</p>
Rc-100	Tc-99	
Rh-104	Ru-103	
Rh-105	Ru-105	
In-116	In-115	
I-130	I-129, I-130m	
Cs-134	Cs-133	
Xe-135	I-135	
Cs-136	Xe-135, Cs-135	
La-140	Ba-140, La-139	
Pr-142	Pr-141	
Pr-144	Ce-144, Pr-143	
Nd-147	Nd-146	
Pm-148	Nd-147, Pm-147	
Pm-148m	Nd-147, Pm-147	
Pm-149	Nd-147, Pm-147, Pm-148, Pm-148m	
Pm-150	Nd-147, Pm-147, Pm-148, Pm-148m, Pm-149	
Sm-151	Sm-150	

... continuação da Tabela 3.8

NUCLÍDEO	PRECURSOR(ES)	COMENTÁRIOS
Sm-153	Sm-152	
Ru-154	Ru-153	
Eu-156	Eu-155	

<sup>a</sup> Somente os precursores listados devem ser considerados na determinação do efeito de absorção de nêutrons, mas as secções de choque devem ser incluídas para todos os núclídeos.

tabela correspondente. Este método simplificado produz resultados que são conservativos dentro dos primeiros  $10^4$  seg. depois do desligamento.

Para um tempo de operação finita do reator, o calor de decaimento sem absorção neutrônica dos produtos de fissão é dado por:

$$P'_d(t,T) = 1,02 \frac{P_{\max}}{Q} \left[ F(t,\infty) - F(t+T,\infty) \right] \quad (3.9)$$

onde F e Q são para o U-235.

A potência calorífica de decaimento relacionada é obtida substituindo-se este resultado na Eq. 3.1. A incerteza em  $P'_d$  é dada por:

$$\left( \frac{\Delta P'_d}{P'_d} \right)^2 = \left( \frac{\Delta Q}{Q} \right)^2 + \left( \frac{\Delta P_{\max}}{P_{\max}} \right)^2 + \left( \frac{\Delta F(t,T)}{F(t,T)} \right)^2 \quad (3.10)$$

onde

$$\Delta F(t,T) = \Delta F(t,\infty) - \Delta F(t+T,\infty) \quad (3.11.a)$$

$$F(t,T) = F(t,\infty) - F(t+T,\infty) \quad (3.11.b)$$

### 3.9 - Outras Fontes de Calor de Decaimento após o Desligamento

Existem outras fontes de calor de decaimento, diversas dos produtos de fissão e a natureza e sua relativa importância, variam de acordo com o tipo de reator. Como exemplo, o decaimento do U-239 e Np-239 contribuem com algum calor bem como o decaimento de alguns materiais estruturais que podem estar no núcleo do reator, como é o caso do alumínio.

A fissão espontânea de alguns elementos transurânicos é também significativa e, logo após o desligamento, o aquecimento devido aos nêutrons atrasados é de suma importância.

As contribuições devido ao U-239 e Np-239 para a potência total de calor de decaimento por fissão por segundo é obtida de:

$$F_{U-239}(t,T) = E_{U-239} \cdot R \left[ 1 - \exp(-\lambda_1 \cdot T) \right] \exp(-\lambda_1 \cdot t) \quad (3.12)$$

$$F_{\text{Np-239}}(t,T) = E_{\text{Np-239}} \cdot R \cdot \left\{ \frac{\lambda_1}{\lambda_1 - \lambda_2} [1 - \exp(-\lambda_2 \cdot T)] \exp(-\lambda_2 \cdot t) - \frac{\lambda_2}{\lambda_1 - \lambda_2} [1 - \exp(-\lambda_1 \cdot T)] \exp(-\lambda_1 \cdot t) \right\} \quad (3.13)$$

onde

- $E_{\text{U-239}}$  - energia média do decaimento de um átomo de U-239=0,474 Mev  
 $E_{\text{Np-239}}$  - energia média do decaimento de um átomo de Np-239=0,419 Mev  
 $R$  - átomos de U-239 produzidos por segundo por fissão avaliados para a composição do reator no instante do desligamento.  
 $\lambda_1$  - Constante de decaimento do U-239 ( $4,91 \cdot 10^{-4} \text{seg}^{-1}$ )  
 $\lambda_2$  - Constante de decaimento do Np-239 ( $3,41 \cdot 10^{-6} \text{seg}^{-1}$ )  
 $F$  - unidades de Mev/seg por fissão/seg

O valor de  $R$  varia de acordo com o tipo de reator.

A contribuição à potência de calor de decaimento desses elementos pesados é dada por:

$$P_{\text{dHE}} = \frac{P}{Q} \left[ F_{\text{U-239}}(t,T) + F_{\text{Np-239}}(t,T) \right] \quad (3.14)$$

onde  $P$  é a potência máxima do reator durante a operação e  $Q$  é o despreendimento efetivo de energia por fissão no instante do desligamento. O valor de  $P_{\text{dHE}}(t,T)$  deve ser adicionado à potência de calor de decaimento.

### 3.10 - Tempo Finito de Operação do Reator

Para um tempo finito de operação ( $t_0 < \infty$ ) do reator, a fração da potência devido ao decaimento dos produtos de fissão deve ser obtido da curva de operação infinita (Fig. 3.1) através da seguinte relação:

$$\frac{P}{P_0}(t_0, t_s) = \frac{P}{P_0}(\infty, t_s) - \frac{P}{P_0}(\infty, t_0 + t_s) \quad (3.15)$$

onde  $t_0$  é o tempo de operação do reator em segundos.

## CAPÍTULO IV

### O PROGRAMA AIRLOCA

#### 4.1 - Características Básicas do Programa

Neste Capítulo, estão descritas as principais características do Programa AIRLOCA, ou seja, apresenta-se um resumo das descrições obtidas dos documentos técnicos do Laboratório Nacional de Argonne sobre a matéria /2/.

Um dos aspectos mais importantes abordados no programa RERTR do Laboratório Nacional de Argonne, foi o desenvolvimento e a adaptação de diversos programas de computação aplicáveis a reatores nucleares de testes e de pesquisas. Destaca-se o programa AIRLOCA, inteiramente desenvolvido naquele Laboratório. Este programa passou por várias fases, melhoramentos e adaptações até chegar ao atual nível. Durante o seu desenvolvimento, ele foi operado para verificações, confrontando-se os cálculos técnicos com dados das experiências obtidas com os elementos combustíveis do reator de Oak Ridge, das experiências de drenagem do Low Intensity Testing Reactor, já citadas no Capítulo I e, também, do reator do Centro de Ciências Nucleares de Rhode Island /14/. Os dados calculados com o uso do programa AIRLOCA referentes aos dois primeiros estudos mostram-se coerentes com os resultados experimentais obtidos.

De uma maneira geral, na análise de um LOCA torna-se necessária a identificação do canal quente, que é onde se localizará a mais alta temperatura do núcleo.

A localização deste canal é influenciada por vários fatores interligados. Em período anterior ao desligamento do reator, o canal quente depende essencialmente da distribuição espacial do fluxo neutrônico, ou seja, da posição ocupada pelo elemento combustível na placa matriz, onde a taxa de fissão provocada pelo fluxo neutrônico e, portanto a potência específica do elemento combustível, é maior. Convém lembrar, que este calor é retirado por convecção forçada do fluido refrigerante. O esquema do núcleo analisado e os valores da distribuição espacial dos fatores de fluxo utilizados nos cálculos deste trabalho, são mostrados na Fig. 4.1., valores estes utilizados na operação do reator e derivados de experiências realizadas pelos primeiros operadores do IEA-R1 e, posteriormente confirmadas pelas experiências de L. Holland e J. Mestnik /28/ e cálculos de M.Ojima e R. Hukai /31/.

0,66	0,66	0,86	0,84	0,80
0,82	1,01	1,10	1,04	0,86
0,94	1,13	1,30	1,28	0,98
1,00	1,25	1,37	1,27	1,00
0,82	1,01	1,10	1,06	0,84

Fig.4.1 - Fatores de fluxo utilizados nas  
configuração do núcleo do  
reator IEA - R I .

Após o desligamento do reator e, como no nosso caso estamos estudando as consequências térmicas de um LOCA, supõe-se que depois de um certo intervalo de tempo igual ao Tempo de Atraso do sistema, todo o núcleo estará descoberto. Então, o canal quente corresponde ao elemento combustível para o qual a potência específica de decaimento radioativo desse elemento com combustível seja maior. Nessa fase, não havendo liberação de grande quantidade de nêutrons, não mais se considera a distribuição espacial do fluxo neutrônico. O canal quente se localizará onde houver a maior quantidade de produtos de fissão acumulados e em decaimento.

Fazendo-se uma comparação das condições operacionais do reator, antes e depois do desligamento do reator, verifica-se que, geralmente, o canal quente é o mesmo para os dois casos. Isto porque, onde houver a maior taxa de fissão haverá uma maior potência específica e onde houver uma maior potência específica haverá uma maior concentração de produtos de fissão, acarretando um maior decaimento desses produtos radioativos.

O objetivo básico do programa AIRLOCA é o de prever com razoável confiabilidade as temperaturas de pico nas placas e nos elementos combustíveis, após a ocorrência da perda de refrigerante no reator, a fim de determinar se haverá fusão das placas combustíveis ou se a integridade do núcleo será de qualquer maneira ameaçada. O programa AIRLOCA faz o cálculo da evolução da temperatura em função do tempo, bem como executa cálculos de transferência de calor nos vários processos envolvidos.

O modelo usado no programa AIRLOCA leva em conta a transferência de calor por convecção do ar de todos os canais de refrigeração, os canais inter-elementos e das faces externas dos elementos. A transferência de calor por radiação foi considerada para todos os elementos combustíveis, dos elementos para o ar ambiente na direção vertical entre os elementos, e das faces livres dos elementos combustíveis para as paredes externas adjacentes.

O processo de transferência de calor por condução é considerado de elemento para elemento somente através da placa matriz. Contudo, não é considerado nenhuma perda líquida de calor do núcleo para fora por condução, ou seja, supõe-se que haja somente a refrigeração do núcleo por convecção e radiação.

A distribuição nodal das células do núcleo bi-dimensional do reator permite arranjos de até 10 x 10 nós. Foi adotado o modelo pontual (lumped parameter model) para cada elemento combustível. Neste modelo, cada elemento junto com a correspondente porção da placa matriz possuem uma única

capacidade calorífica, no qual cada elemento é um nó de transferência de calor com temperatura uniforme.

São dados de entrada no programa AIRLOCA, a distribuição de potência e de temperatura durante a operação do reator, em regime estacionário antes do LOCA, para cada uma das posições da placa matriz (bem como a capacidade calorífica de cada conjunto elemento combustível/placa matriz). São também dados de entrada, o arranjo em duas dimensões de condutância de calor, bem como o tempo de operação do reator e o tempo de atraso do sistema já definido no Capítulo I. O reator é suposto ter operado em potência constante durante um tempo determinado.

Um importante conjunto de dados de entrada é a capacidade calorífica de cada elemento e sua correspondente porção da placa matriz. Tomou-se a média das massas de urânio e alumínio de todo o núcleo do reator e assim, para cada elemento combustível tipo padrão, correspondeu a uma massa de 5200 gr. (de alumínio e urânio) e para cada elemento combustível de controle, uma massa de 4900 gr. Os elementos combustíveis foram tomados como encaixados na placa matriz em um orifício com dimensões de 6,04cm de diâmetro e 12,7 cm de espessura localizados no centro de cada posição da placa matriz, a fim de aceitar o adaptador de cada elemento.

Os parâmetros utilizados no programa AIRLOCA, referentes ao núcleo do reator IEA-R1, são listados na Tabela 4.1. Uma ilustração de um elemento combustível é dada na Fig. 4.2. Foram esses os dados que serviram de pontos iniciais da análise do LOCA. O núcleo estudado é formado de 21 elementos combustíveis tipo padrão e 4 elementos combustíveis tipo controle, sendo todos cercados de elementos refletores de grafita.

A Tabela 4.2 resume os valores das massas e das capacidades caloríficas dos elementos combustíveis.

Como início do LOCA, tomou-se vários instantes correspondentes a diferentes diâmetros de vazamentos, depois que o reator é desligado e quando o núcleo encontra-se totalmente descoberto de água. Neste ponto, os elementos combustíveis do núcleo, são considerados de estarem a uma mesma temperatura uniforme e igual a 100°C, supondo-se que o calor do núcleo do reator ferve a água em seu redor.

O fluxograma esquemático do programa AIRLOCA é mostrado na Fig. 4.3

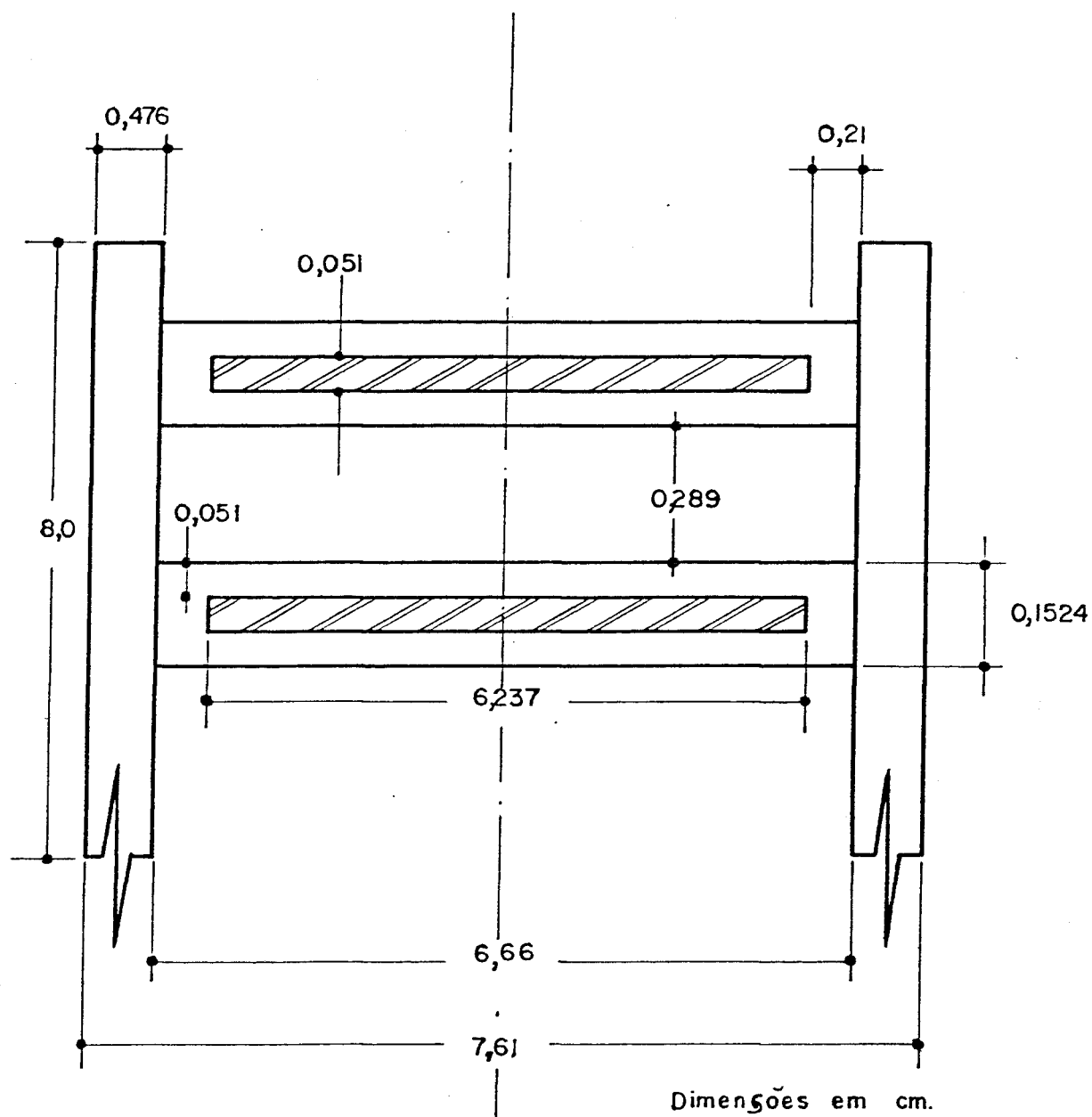


Fig.4.2 - Elemento Combustível MTR.

TABELA 4.1 - Reator de 2Mw - Descrição dos Parâmetros de Projeto

DESCRIÇÃO DOS DADOS DO REATOR	
Tipo de Reator	Piscina-tipo MTR
Nível de Potência Estado Estacionário	2Mw
Número de Elementos Combustíveis Tipo Padrão	21
Número de Elementos Combustíveis Tipo Controle	4
Geometria do Núcleo	Arranjo 5 x 5
Placa Matriz	8 x 10 posições
Conteúdo de U-235 Núcleo	3440 gr
Volume Ativo do Núcleo	95,6 l
Densidade de Potência Volumétrica Média	20,92 kw/l
Densidade de Potência Linear Média	33,3 kw/cm
Potência Específica	581 kw/kg U
Moderador e Refrigerante	Água leve
Refletor	blocos de grafite
DESCRIÇÃO DOS DADOS DOS ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS	
Tipo	MTR Placas Placas Paralelas
Enriquecimento de Urânio	93%
Dimensões do Elemento Combustível	76 x 80 x 870mm
Espessura das Placas	1,53mm
Espessura do Canal de Água	2,89mm
Placas/Elemento Combustível Padrão	18
Placas/Elemento Combustível de Controle	12
Núcleo da Placa	U Al <sub>x</sub> -Al
Dimensões do Núcleo da Placa	0,51 x 62,4 x 600mm
Espessura do Encamisamento (Alumínio)	0,51mm
Densidade de U-235 no Núcleo da Placa	0,524 gr/cm <sup>3</sup>
Massa de U-235/Elemento Combustível Padrão(Novo)	180gr
Massa de U-235/Elemento Combustível Contr.(Novo)	90gr
Taxa de Fluxo do Refrigerante (Vazão)	590m <sup>3</sup> /hr
Temperatura dentro do Núcleo	38°C
Condição do Burn-up no Núcleo	Equilíbrio

... continuação da Tabela 4.1

PARÂMETROS USADOS NO AIRLOCA	
Tempo de Atraso do Sistema	Analisado para vários diâmetros de vazamentos
Fatores de Pico de Potência	Figura 4.1
Fator de Incerteza na Curva de Decaimento de Potência (ANS 5.1)	Capítulo 3
Fator de Incerteza na Potência	1,02
Capacidade Calorífica dos Elementos do Núcleo	Tabela 4.2
Emissividade do Alumínio	0,20
Condutância da Placa Matriz entre elementos	26,136 w/m <sup>0</sup> C
Temperatura Inicial do Núcleo	100 <sup>0</sup> C
Temperatura Ambiente do Ar	38 <sup>0</sup> C
Pressão Ambiental do Ar	92,66 KPa
Temperatura das Paredes de Contenção	65 <sup>0</sup> C
Área Superficial do Elemento Combustível	53,87 cm <sup>2</sup>
Área Total Secção Reta das Placas Combustíveis em cada Elemento	18,34 cm <sup>2</sup>
Espaçamento do Canal Refrigerante	0,289 cm
Largura do Canal Refrigerante	6,66 cm
Altura do Elemento Combustível	87,29 cm
Largura do Elemento Combustível (suposto quadrado)	7,8 cm
Espaçamento entre elementos	0,1 cm
Número de Nusselt	8
Comprimento ativo das placas combustíveis	62,55 cm
Comprimento Hidráulico de Saída do Elemento Combustível	16,0 cm
Coefficiente de Arraste na Saída do Elemento Combustível	15,0 cm

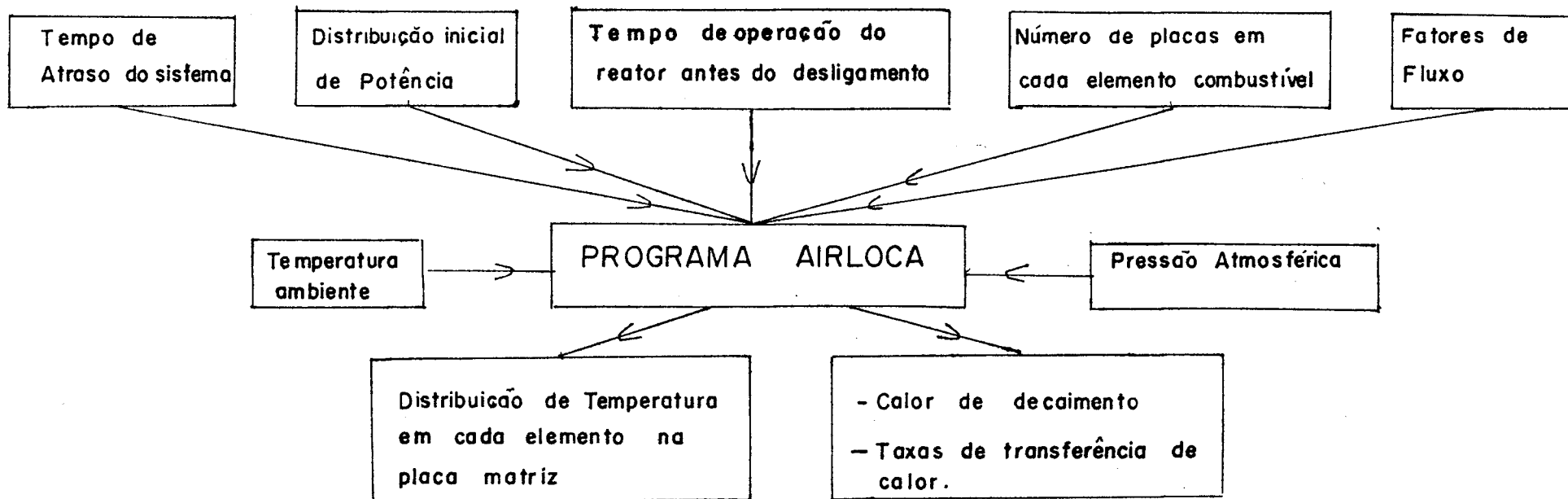
TABELA 4.2 - Sumário das Massas e Capacidades Caloríficas dos Elementos Combustíveis

	Elemento Padrão (gr.)	Elemento de Controle (gr.)
Massa de Urânio	<u>194</u>	<u>153</u>
Massa de Alumínio	<u>5006</u>	<u>4747</u>
Massa de Alumínio na Placa Matriz	1156	1156
Massa Total de Alumínio	<u>6162</u>	<u>5903</u>
Capacidade Calorífica Total (kJ/C)	5,57	5,33

$C_p$  do U = 0,117 kJ/kg . C

$C_p$  do Al = 0,900 kJ/kg . C

Fig.4.3 - Fluxograma de dados de entrada/saída do AIRLOCA



#### 4.2 - Modelo do Núcleo do Reator em 2-D

O modelo do núcleo considerado no programa AIRLOCA foi o de um núcleo de um reator de pesquisas composto somente de elementos combustíveis, elementos refletores, da placa matriz e não inclui outras partes ou componentes. As suposições iniciais simplificadas deste modelo foram a de uma uniformidade da temperatura e da taxa de geração de calor em cada elemento combustível/placa matriz correspondente a um n<sup>o</sup>.

A temperatura média para um dado elemento foi determinada fazendo-se um balanço total de energia no n<sup>o</sup> formado pelo elemento combustível / placa matriz da seguinte forma:

$$Q_{ger} + Q_{conv} + Q_{cond} + Q_{rad} = \rho \cdot V \cdot c_p \cdot dT_w/dt \quad (4.1)$$

onde, cada elemento desta equação, e equações posteriores, são definidos na Tab. 4.3. Após a integração e explicitando-se em  $T_w$ , tem-se:

$$T_w = \frac{\Delta t}{\rho \cdot V \cdot c_p} (Q_{ger} + Q_{conv} + Q_{rad} + Q_{cond}) + T_{wo} \quad (4.2)$$

com a condição inicial:

$$T_w = T_{wo} \quad \text{em } t = t_0$$

Os cálculos de cada um dos termos desta expressão são explicados nas seções seguintes. A magnitude de muitos destes termos é dependente tanto do tempo como da temperatura na vizinhança dos elementos combustíveis.

#### 4.3 - Taxa de Geração de Calor

Como foi dito anteriormente, a taxa de geração de calor de decaimento dentro de um elemento combustível é função do tempo após o desligamento, da potência de operação do reator e do fator de pico neste elemento. A expressão para o cálculo é:

$$Q(x,y,t) = P_0 \cdot \frac{P(t_s)}{P_0} \cdot F_{unc} \cdot F_{saf} \cdot F_{dist}(x,y) \quad (4.3)$$

TABELA 4.3 - Definição dos Símbolos usados na Análise de Transferência de Calor em 2-D

SÍMBOLO	DEFINIÇÃO	UNIDADES
$\dot{Q}_{ger}$	Taxa de Geração de Calor	watts
$\dot{Q}_{conv}$	Taxa de Perda de Calor por Convecção	watts
$\dot{Q}_{cond}$	Taxa de Transferência de Calor por Condução	watts
$\dot{Q}_{rad}$	Taxa de Perda de Calor por Radiação	watts
V	Volume de uma Placa Combustível	m <sup>3</sup>
C <sub>p</sub>	Calor Específico de uma Placa Combustível	J/kg.C
C <sub>pA</sub>	Calor Específico do Ar	J/kg.C
T <sub>w</sub>	Temperatura da Parede	C
T <sub>wo</sub>	Temperatura Inicial da Parede	C
T <sub>α</sub>	Temperatura de Ar Ambiente	C
T <sub>out</sub>	Temperatura de Saída do Ar	C
t	Tempo após início da perda total de refrigeração	seg
Δt	Incremento de Tempo	seg
t <sub>o</sub>	Tempo Inicial	seg
t <sub>at</sub>	Tempo de Atraso do Sistema	seg
P <sub>o</sub>	Potência Inicial do Reator	watts
P(t <sub>S</sub> )	Potência de Decaimento Instantânea	watts
F <sub>unc</sub>	Fator de Incerteza na Potência de Operação	-----
F <sub>saf</sub>	Fator de Margem de Segurança na Potência de Decaimento	-----
F <sub>dist</sub>	Fator de Distribuição de Potência (Fator de Fluxo)	-----
N	Número de Placas em um Elemento Combustível	-----
M	Número Total de Elementos Combustíveis no Núcleo	-----

... continuação Tabela 4.3

SÍMBOLO	DEFINIÇÃO	UNIDADES
g	Aceleração Gravitacional	m/seg <sup>2</sup>
P <sub>α</sub>	Pressão Ambiente do Ar	N/m <sup>2</sup>
R	Constante Universal de Gases	m <sup>2</sup> /seg <sup>2</sup> .K
u	Viscosidade do Ar	Pa-seg
ε <sub>eff</sub>	Emissividade Efetiva do Alto do Elemento Combustível	-----
ε <sub>Al</sub>	Emissividade do Alumínio	-----
σ	Constante de Stephan-Boltzman	W/m <sup>2</sup> .K
H	Comprimento da Placa Combustível	m
L	Comprimento de Saída do Elemento Combustível	m
A <sub>c</sub>	Área da Secção do Canal Combustível	m <sup>2</sup>
A <sub>s</sub>	Área superficial de um lado do Elemento	m <sup>2</sup>
D <sub>h</sub>	Diâmetro Hidráulico de Saída do Elemento	m <sup>2</sup>
K	Fração do Coeficiente de Saída do Elemento	-----
ρ	Densidade do Ar	kg/m <sup>3</sup>
h	Coeficiente Convectivo do Canal	W/m <sup>2</sup> .c
β	Compressibilidade Isobárica do Ar	1/R
K <sub>a</sub>	Condutividade do Ar	W/m.C
K <sub>Al</sub>	Condutividade do Alumínio	W/m.C
G	Espaçamento (Gap) entre Placas Combustíveis	m
A <sub>cc</sub>	Área de Secção do Topo do Elemento	m <sup>2</sup>
N <sub>GR</sub>	Número de Grasshof	-----
N <sub>PR</sub>	Número de Prandtl	-----
N <sub>NU</sub>	Número de Nusselt	-----

onde:

$Q(x,y,t) = \bar{e}$  a taxa de geração de calor no elemento combustível na posição  $(x,y)$  da placa matriz no instante  $t$  após o LOCA, isto é no tempo de de pois que o núcleo foi totalmente descoberto de água.

$\frac{P(t_s)}{P_0}$  = é a potência de decaimento relativa à potência inicial  $P_0$  do reator no instante  $t_s$  depois do desligamento

Convém lembrar que  $t_s = t + t_{at}$  é o tempo de atraso do sistema. A razão  $\frac{P(t_s)}{P_0}$  é dada pela curva ANS 5.1 descrita no Capítulo 3.

$F_{unc}$  = é o fator de incerteza na potência do reator. Neste trabalho, considerou-se um valor de 1,02, ou seja, admite-se que a potência do reator tem um desvio de 2%.

$F_{saf}$  = é o fator de segurança a ser usado com os dados de decaimento. Os valores usados são definidos no Capítulo 3.

$F_{dist}$  = são os fatores de pico de potência de um elemento combustível no núcleo, ou fatores de distribuição espacial do fluxo neutrônico.

Esses fatores são dependentes do histórico de irradiação dos elementos combustíveis e são normalizados de tal forma que:

$$\sum_x \sum_y F_{dist}(x,y) = M, \text{ onde } M \text{ é o número de elementos combustíveis do núcleo.}$$

A taxa total de geração de calor no núcleo em um instante qualquer  $t$  é:

$$\dot{Q}_{ger} = \sum_x \sum_y \dot{Q}(x,y,t) \quad (4.4)$$

#### 4.4 - Processos de Transferência de Calor

##### a.) Convecção Natural

Toda a perda de calor por convecção que ocorre no núcleo do reator é por convecção natural em que o meio convectivo é o ar ambiente. Nessas condições, os três locais em que ocorre a transferência de calor por convecção são:

- Nos canais entre as placas combustíveis.
- Nos canais entre os elementos combustíveis.
- Nas faces livres dos elementos combustíveis localizados nos lados do núcleo do reator.

Neste estudo, o segundo desses itens não foi levado em consideração já que a sua contribuição é desprezível, pelo fato de que nos canais entre os elementos combustíveis, o ar permanece praticamente parado dado ao fato que a extremidade inferior dos elementos combustíveis está encaixada na placa matriz, impedindo o fluxo de ar através dos canais inter-elementos.

De uma maneira geral, a perda de calor por convecção nos canais entre as placas combustíveis, é dada pela expressão clássica de transferência de calor por convecção:

$$\dot{Q}_{conv} = \dot{M} \cdot C_{pa} \cdot (T_s - T_\alpha) \quad (4.5)$$

onde  $\dot{M}$  é a taxa de fluxo de massa de ar e é dado pelo balanço de forças no ar dentro do canal e cuja expressão é:

$$\dot{M} = \frac{g \cdot p^2}{R^2 \cdot u} \left[ \frac{1}{T_w} \left( \frac{1}{T_\alpha} - \frac{1}{T_w} \right) \right] \frac{(H + L) \cdot 3600}{(12H/N \cdot G^2 \cdot A_c + 2 \cdot KL/D_h^2 \cdot A_{cc})} \quad (4.6)$$

Por outro lado, a expressão para a perda de calor por convecção natural nas faces livres (dos lados do núcleo), para uma dada geometria de placa, é função simples da temperatura. Nestas condições, define-se o número de Grashof / 5/, como:

$$N_{GR} = \frac{L^3 \cdot \rho^2 \cdot g \cdot p \cdot \Delta T}{u^2} \quad (4.7)$$

Então, o valor do número de Nusselt  $N_{NU}$  para o caso da geometria envolvida, é dada pelas expressões abaixo, dependendo do número de Grashof.

Para:

$$N_{GR} \leq 1 \cdot 10^9, N_{NU} = 0.48 \cdot N_{GR}^{1/4} \quad (4.8a)$$

$$N_{GR} > 1 \cdot 10^9, N_{NU} = 0,0246(1 + 0,494 \cdot N_{PR}^{2/3}) \cdot N_{PR}^{7/15} \cdot N_{GR}^{2/5} \quad (4.8b)$$

onde  $N_{PR}$  é o número de Prandtl.

Então:

$$Q_{conv} = h \cdot A_s \cdot (T_w - T_\alpha) \quad (4.9)$$

ou, em termos de  $N_{NU}$

$$Q_{conv} = (N_{NU} \cdot K_a / L) \cdot A_s \cdot (T_w - T_\alpha) \quad (4.10)$$

### b.) Radiação

A transferência de calor por radiação do núcleo pode ocorrer:

- Pela abertura superior dos elementos combustíveis.
- Pelas faces laterais livres dos elementos combustíveis.
- Entre os elementos combustíveis.

A perda de calor pela abertura superior dos elementos combustíveis pode ser expressa pela seguinte equação clássica /5, 36, 37/.

$$Q_{rad} = A_{cc} \cdot \sigma \cdot \epsilon_{eff} \cdot (T_w^4 - T_\alpha^4) \quad (4.11)$$

onde  $\epsilon_{eff}$  é a emissividade efetiva.

A perda de calor pelas faces livres dos elementos combustíveis é também dada pela equação clássica de transferência de calor por radiação:

$$Q_{rad} = A_c \cdot \sigma \cdot \epsilon_{A1} \cdot (T_w^4 - T_0^4) \quad (4.12)$$

onde  $T_0$  é a temperatura média do reator no instante zero do LOCA e  $A_s$  é a área de uma das faces do elemento.

A troca de calor entre as faces opostas dos elementos combustíveis é calculado pela expressão:

$$Q_{rad} = \frac{A_s \cdot \sigma \cdot \epsilon_{A1}}{2 - \epsilon_{A1}} \sum_{n=1}^{N_m} (T_{wN}^4 - T_{w0}^4) \quad N_m = 1 \rightarrow 4 \quad (4.13)$$

Onde, as faces opostas de cada elemento podem ser de 1 a 4.  $T_{wo}$  é a temperatura da parede do elemento em estudo e  $T_{wn}$  é a temperatura do elemento N que faceia o elemento em estudo.  $N_m$  é o número de faces opostas do elemento.

### c.) Condução

Uma das suposições do programa AIRLOCA, é a de que não existe perda de calor condutivo do núcleo do reator para fora. Por isso, do ponto de vista de balanço de energia no núcleo, temos que  $\dot{Q}_{cond} = 0$ . Entretanto, é considerado no programa AIRLOCA a condução de calor de um elemento combustível para outro elemento combustível através da placa matriz.

Para uma dada espessura constante da placa matriz, com aberturas de diâmetros uniformes e espaçamentos uniformes, a condução de calor entre dois elementos (Fig. 4.3) pode ser expresso como:

$$Q_{cond} = - R_E \cdot (T_2 - T_1) \quad (4.14)$$

onde

$$R_E = \frac{(W \cdot K_{A1}) \cdot (L^2 - \pi R^2)}{\left[ \left( \frac{2 \cdot R}{R+L-2R} \right) \cdot \left( \frac{2 \cdot R}{\pi} + \frac{(L-2 \cdot R)}{2} \right) + (L-2R) \right]} \quad (4.15)$$

Onde os parâmetros geométricos podem ser vistos na Fig.4.4.

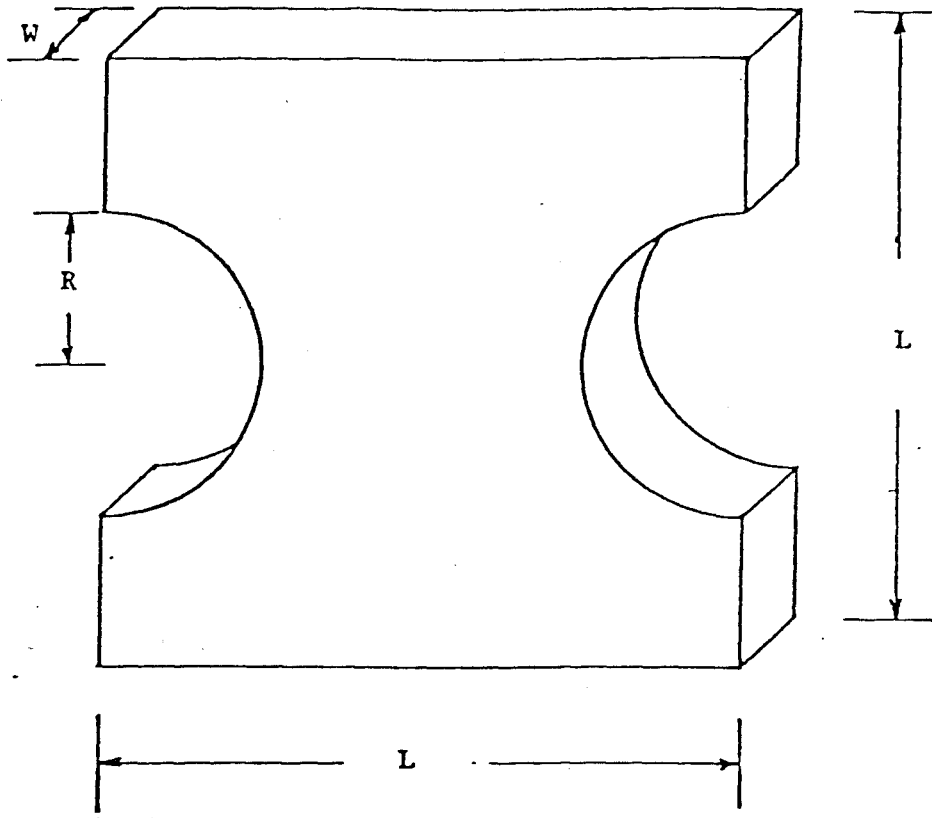


Fig.4.4 - Esquema Geométrico de uma  
única trajetória de condução  
de calor na placa matriz.

#### 4.5 - Descrição do Programa

Além do programa principal, o "AIRLOCA-2D" apresenta duas subrotinas e um bloco de dados.

O bloco de dados contém os valores da curva de calor de decaimento, proposta pela ANS e descrita no Capítulo 3.

##### a.) Programa Principal

Primeiramente são atribuídos os valores iniciais dos diversos parâmetros como mostra a Fig. 4.3. Os dados de entrada são lidos e imprimidos. Em seguida, é chamada a subrotina DECURV e em seguida, a subrotina FAIRPR.

##### b.) Subrotina DECURV

Esta subrotina é chamada pelo programa principal, utiliza alguns dos dados de entrada e faz o cálculo das taxas de calor de decaimento em cada instante após o desligamento do reator.

##### c.) Subrotina FAIRPR

Esta subrotina é chamada pelo programa principal, utiliza outros dados de entrada como também do bloco de dados e dos dados gerados pela subrotina DECURV.

Em seguida, executa os cálculos de transferência de calor por convecção e radiação dos elementos combustíveis para o ar, a transferência de calor por condução de elemento combustível para elemento combustível através da placa matriz e os cálculos de temperatura em cada posição da placa matriz ocupada pelo elemento combustível.

Para efeitos de computação, o programa utiliza Classe A e requer um tempo de CPU de cerca de 50 minutos no computador IBM-360/155.

O diagrama de bloco simplificado do AIRLOCA é mostrado na Fig.4.5.

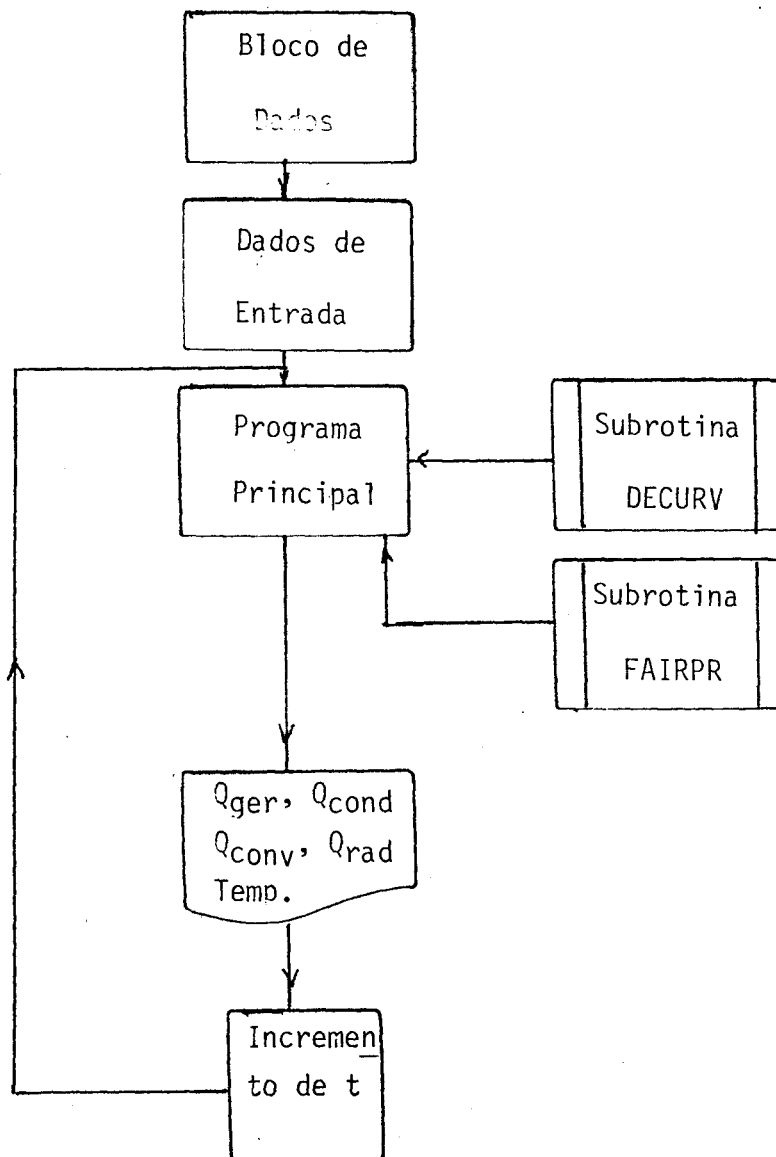


Fig. 4.5 - Diagrama de Bloco Simplificado do Programa AIRLOCA

#### 4.6 - Saída do Programa AIRLOCA

Uma amostra de uma saída do programa AIRLOCA, é ilustrado nas Figs. 4.6 e 4.7. Nelas estão impressos os valores dos vários processos de transferência de calor, envolvidos em função do tempo após o desligamento do reator.

Vale ressaltar que o cálculo das temperaturas em cada uma das posições da placa matriz é de maior interesse para a integridade das placas combustíveis. Através desses cálculos, pode-se localizar o canal quente após o desligamento do reator.

A Fig. 4.6 ilustra o instante em que começa a ocorrer a fusão do encamisamento das placas combustíveis e a Fig. 4.7 ilustra o instante em que as temperaturas nos canais atingem o seu valor mais elevado.

#### 4.7 - Limitações do Programa AIRLOCA

A principal simplificação suposta no modelo AIRLOCA é a de considerar uniforme a temperatura em todo o elemento combustível, para cada elemento do núcleo. Portanto, somente elementos de alta condutividade axial, iguais aos elementos do tipo placa, podem ser reproduzidos matematicamente com boa aproximação. O programa pode lidar com elementos refletores sólidos localizados ao redor dos elementos combustíveis, entretanto, sua aplicação a núcleos fortemente refletidos ou que contenham grandes absorvedores de calor em seu redor não é recomendável. Estas configurações podem resultar em grandes fluxos de calor condutivo na direção axial desses absorvedores, causando consideráveis gradientes de temperatura que poderão comprometer o modelo que é baseado na alta condutividade das placas combustíveis.

A segunda principal restrição ao modelo, é que despreza-se os passos da condução de calor para absorvedores externos de calor.

Existe uma limitação geométrica advinda do fato do programa somente aceitar um arranjo de 10 x 10, ou seja, de no máximo 100 elementos no núcleo, embora tal dimensão seja suficiente para acomodar um núcleo formado de elementos combustíveis, elementos refletores e elementos de irradiação para o reator de pesquisa IEA-R1.

Fig. 4.6 - Geração, Taxas de transferência de calor e temperaturas nos elementos combustíveis no instante que se inicia a fusão do encamisamento

21 53.0000 SEC, DECAY HEAT GENERATION (BTU/SEC) = 27.21932

Y, Y1	Q (GEN)	Q (COND)	Q (CONV)	Q (RAD)	TEMP (R)	TEMP (F)	TEMP (C)
1	1.345	0.429130215385	0.407244477272	-0.690855979919	1520.1	1060.5	571.4
2	1.281	-0.078468270433	0.209534218502	-0.437567889690	1542.8	1089.2	597.1
3	1.296	0.076732397079	0.313091158867	-0.449200510979	1561.7	1102.0	594.1
4	1.565	-0.194845855226	0.312984526157	-0.458294451237	1561.2	1101.7	594.1
5	1.232	0.501776816145	0.503298143768	-0.709785282612	1521.5	1072.8	578.2
1	1.002	0.315183997550	0.301771759987	-0.396682324002	1523.0	1063.4	573.0
2	1.528	-0.706877927644	0.069101826654	-0.141024113701	1567.8	1102.9	594.1
3	1.675	-0.776235358670	0.107464015484	-0.150791108608	1580.6	1121.0	605.0
4	1.580	-0.767490148844	0.059582581520	-0.148327946853	1575.5	1115.8	602.1
5	1.235	0.102006733418	0.308213770390	-0.428583920002	1545.0	1085.2	585.2
1	0.307	0.501421221256	0.297810614109	-0.376240124239	1503.0	1049.5	565.5
2	1.235	-0.348452462124	0.105856835842	-0.122502386570	1545.7	1086.0	585.6
3	1.553	-0.745222482756	0.106792509556	-0.140115727215	1528.7	1100.0	596.7
4	1.271	-0.386112451553	0.106464028358	-0.123438591957	1552.5	1091.9	592.7
5	1.132	-0.187328636646	0.305136078625	-0.413845181465	1524.5	1074.8	579.2
1	1.555	-0.034222483635	0.294168233571	-0.380528092384	1497.2	1037.5	558.7
2	1.182	-0.234945709705	0.067847907842	-0.110327445984	1515.2	1059.6	570.5
3	0.571	-0.058234713078	0.105119585981	-0.109413683414	1530.5	1070.8	577.1
4	1.027	-0.219001114268	0.063198323250	-0.113592743874	1520.1	1070.4	576.5
5	1.232	0.088841557503	0.299031853475	-0.394216335419	1512.7	1054.0	567.8
1	0.927	0.850986095924	0.465011417865	-0.572086600011	1460.2	1000.8	538.1
2	1.002	0.788458784459	0.250844976902	-0.353903706074	1486.0	1032.2	552.4
3	1.081	0.262185129185	0.294861137857	-0.273913460930	1489.8	1039.9	559.5
4	1.154	0.110237257385	0.295448541591	-0.380323731422	1501.5	1041.9	561.0
5	1.022	0.666906258007	0.477315843106	-0.515304273375	1491.1	1023.6	550.2

CORRECTED TOTALS

	Q (GEN)	Q (COND)	Q (CONV)	Q (RAD)	Q (LOSS)	Q (GEN) - Q (LOSS)
BTU/SEC	30.1624	0.0000	6.3727	-3.5023	14.9704	15.1920
WATTS	33221.42	0.00	5719.04	-3870.13	16783.43	16403.29

Fig. 4.7 - Geração, Taxas de transferência de calor e temperaturas de pico nos elementos combustíveis

5786.0000 SEC, DECAV HEAT GENERATED (BTU/SEC) = 70.94395

Y	Q(GEN)	Q(COOL)	Q(COINV)	Q(RAD)	TEMP(F)	TEMP(F)	TEMP(C)
1	1.036	0.785311230183	0.419382500648	-1.214239120483	1750.5	1290.8	899.7
2	1.064	0.083157181740	0.377151250839	-0.775630959034	1788.3	1328.8	720.2
3	0.993	0.174054086208	0.381120562553	-0.801302134991	1802.8	1343.1	738.7
4	1.206	-0.036221265793	0.379339741302	-0.800471544266	1796.3	1336.6	724.8
5	0.942	0.899811208248	0.623006165028	-1.224097915649	1797.4	1297.7	703.2
1	0.772	0.328790729551	0.372315297590	-0.735897302628	1770.7	1311.0	710.6
2	1.177	-0.848362522669	0.075379967690	-0.262047052383	1817.7	1291.1	736.7
3	1.230	-0.506275808811	0.116727232933	-0.277324795723	1826.0	1276.2	747.2
4	1.224	-0.889029562473	0.075540065765	-0.269503057003	1826.0	1266.3	741.2
5	0.951	0.183663070202	0.376153230667	-0.767820358276	1784.7	1321.0	718.2
1	0.622	0.468934297562	0.371584057303	-0.724340498447	1766.0	1301.4	709.1
2	0.951	-0.596646904945	0.116025030613	-0.2454666828346	1812.9	1255.2	724.0
3	1.156	-0.817288100719	0.116630911327	-0.2712911732082	1823.2	1273.8	745.4
4	0.979	-0.619683206081	0.116270263331	-0.251668095589	1821.1	1261.4	738.0
5	0.885	0.246944904327	0.375993728438	-0.762847887516	1784.1	1324.4	718.0
1	1.036	0.050827324390	0.367963618970	-0.723430693150	1755.0	1295.1	701.8
2	0.810	-0.512045264344	0.074809372425	-0.227934473713	1788.8	1295.1	720.6
3	0.753	-0.413330283497	0.115710198879	-0.229044765563	1802.9	1342.8	728.2
4	0.791	-0.491525709429	0.074941456318	-0.230473995209	1795.4	1335.7	724.2
5	0.942	0.157186865807	0.370653910094	-0.734528779984	1764.7	1301.0	707.2
1	0.622	1.068426132302	0.599063158025	-1.093320707703	1710.8	1252.1	677.8
2	0.772	0.288289368159	0.365795950754	-0.693432266712	1747.2	1267.2	697.1
3	0.810	0.279953222227	0.369944810967	-0.724368035793	1767.1	1302.5	705.8
4	0.923	0.162429630754	0.368592202663	-0.721890211105	1757.2	1297.5	703.1
5	0.791	0.548629796505	0.306563329597	-1.133175964355	1726.0	1266.5	685.8

	CORE TOTALS					
	Q(GEN)	Q(COOL)	Q(COINV)	Q(RAD)	Q(LOSS)	TEMP - Q(COOL)
BTU/SEC	23.5439	0.0000	7.8067	-15.9150	23.7217	0.1778
WATTS	24823.46	0.00	8230.94	-16730.00	25010.93	-187.47

#### 4.8 - Confirmação Experimental do Programa AIRLOCA

A fim de verificar-se a validade do programa AIRLOCA foram feitos vários testes utilizando-se para isso os dados obtidos das experiências realizadas com os elementos combustíveis do reator de Oak Ridge / 3/ e com os testes em escala real de perda de água no Low Intensity Testing Reactor / 8/.

Os resultados computados pelo AIRLOCA mostraram concordância com os dados experimentais obtidos, havendo uma diferença inferior a 10% entre os dois resultados.

Quanto ao Low Intensity Testing Reactor, as experiências de perda de água em escala real foram realizadas com potências e tempo de operação variáveis, a saber:

- Primeiro teste : potência de operação de 0,3MW durante 2,1 hs.
- Segundo teste : potência de operação de 1,0MW durante 142 hs.
- Terceiro teste : potência de operação de 1,25MW durante 138 hs.

As comparações entre os resultados obtidos das experiências com os valores computados pelo AIRLOCA mostraram que:

No primeiro teste a temperatura de pico medida em um elemento combustível foi de  $65,6^{\circ}\text{C}$ , enquanto que o correspondente valor computado através do AIRLOCA foi de  $65,5^{\circ}\text{C}$ .

No segundo teste, isto é, em 1,0MW a temperatura de pico computada foi de  $231^{\circ}\text{C}$  que é inferior em  $17^{\circ}\text{C}$  ao valor medido na experiência que é de  $248^{\circ}\text{C}$ .

Já no terceiro teste, à potência de 1,25MW, a temperatura de pico computada é de  $262^{\circ}\text{C}$  que é cerca de  $9^{\circ}\text{C}$  superior ao valor obtido da experiência que é de  $271^{\circ}\text{C}$ .

Embora os dados experimentais referentes ao assunto sejam poucos, os resultados quando comparados àqueles computados através do programa AIRLOCA, mostram de maneira geral, uma boa concordância entre eles dentro dos limites convencionalmente aceitos nos meios técnicos, dada às dificuldades de reprodução das condições experimentais em computador.

#### 4.9 - Validade do Modelo Homogêneo.

A temperatura calculada pelo AIRLOCA corresponde à temperatura puntual, supondo-se todo o estojo do elemento combustível homogeneizado em um nó na malha de cálculo adotada. Esta temperatura, é aceita como sendo do encamisamento uma vez que as heterogeneidades locais são insignificantes. O diferencial da temperatura entre o centro da placa de combustível e a superfície do encamisamento é, no máximo, da ordem de  $1^{\circ}\text{C}$ .

## CAPÍTULO V

### RESULTADOS E CONCLUSÕES

Neste Capítulo, são apresentados os resultados dos cálculos da análise do núcleo do reator IEA-R1, composto de uma configuração de 5 x 5 elementos combustíveis e cercado de elementos refletores.

O reator é suposto de estar operando a uma potência de 2 Mw durante um período infinito (mais que 10 dias), quando ocorre a ruptura do sistema de contenção da água do circuito primário de refrigeração, causando a drenagem da piscina. Na realidade o reator IEA-R1, opera um quarto do dia durante 5 dias por semana. A hipótese de operação infinita antes da ocorrência do acidente, tem a finalidade de manter-se uma postura conservadora.

Diversos casos foram analisados a fim de ter-se um panorama geral das possíveis situações de emergências que ocorreriam no caso de um Acidente de Perda de Refrigeração. Após diversos cálculos realizados, os casos mais relevantes ao problema foram selecionados. Duas temperaturas são críticas para considerações de segurança do núcleo do reator: a primeira, é a temperatura de 582°C no encamisamento que é a temperatura de fusão do alumínio, que resultaria, conseqüentemente na liberação de produtos de fissão das placas combustíveis.

A segunda temperatura é de 260°C que corresponde ao início das alterações de determinadas propriedades físicas do alumínio. Nesta temperatura, poderá ocorrer a deformação das placas combustíveis, e portanto, resultar na inutilização do elemento que as contém, apesar de não significar, necessariamente na liberação de produto de fissão.

No caso dos elementos combustíveis do reator IEA-R1, como na maioria dos reatores de pesquisas, o encamisamento é feito com a liga de alumínio Al-6061. De modo geral, todo encamisamento é submetido a um tratamento térmico que objetiva restituir ao material suas propriedades normais que foram alteradas por um tratamento mecânico ou térmico anterior ou ainda refinar texturas brutas de fusão. No caso de Al-6061, esse tratamento térmico é realizado pelo aquecimento do material no intervalo de temperatura entre 260 a 510°C e em seguida de resfriá-lo sob determinadas condições.

Assim, quando o alumínio em questão atingir a temperatura de  $260^{\circ}\text{C}$ , eventuais alterações na resistência mecânica da liga poderão ocorrer. Escolhe-se deste modo, como "temperatura de amolecimento" o valor de  $260^{\circ}\text{C}$ , temperatura em que se inicia as alterações das propriedades físicas, por razões de ordem conservadora. Nesta temperatura, teoricamente o alumínio fica susceptível de perder a sua função de proteção física da placa interna de urânio, e portanto, da sua razão de ser.

Os seguintes casos foram analisados, com o reator operando em potência de 2 Mw durante um tempo infinito de operação: diâmetros equivalentes de vazamento da piscina, em polegadas: 12,0; 8,0; 4,0; 2,5; 2,2; 2,1; 2,0; 1,0.

O maior deles, o de 12,0 pol., corresponde a um vazamento teórico máximo devido a total ruptura da tubulação de saída da água da piscina. O menor deles, de 1,0 pol., corresponde ao caso em que o tempo de atraso seria da ordem de um dia. Para menores diâmetros, naturalmente, os tempos de atraso serão maiores. Presume-se que, quando o vazamento é extremamente pequeno, o nível da água descera tão lentamente que os operadores serão alertados em tempo para tomar as devidas providências, no sentido de manter o reator submerso. Para vazamentos de até 0,4 pol. existe a possibilidade de que a piscina seja alimentada pelo sistema de tratamento e retratamento de água cuja alimentação é de no máximo 20 galões/min. Portanto, para tempos de atraso maiores que dois ou três dias é irrelevante a consideração do LOCA, pois, haverá tempo para se providenciar o bloqueio do vazamento e manter o reator submerso. Além dos sistemas de alarme que avisam a ocorrência do vazamento (abaixamento do nível de água além de 1m do nível original), existe a possibilidade de injeção automática de água proveniente do reservatório de emergência caso necessário, disponível em quantidade equivalente a 2 vezes o volume da própria piscina do reator. Contudo, a vazão máxima de desaguamento estimada é de  $125\text{ m}^3/\text{h}$ , suficiente para manter constante o nível de água da piscina quando ocorrer vazamentos cujo diâmetro máximo seja da ordem de 2 polegadas.

Uma atenção especial foi devotada para os casos em torno de 2 pol., pois, em 2,2 pol. ocorre o ponto crítico da fusão do alumínio.

### 5.1 - Análise do LOCA em 2-D

A variação da temperatura nos elementos combustíveis em função do tempo é mostrada nas Figs. 5.1, 5.2, 5.3, 5.4 e 5.5, para os diâmetros equivalentes de vazamentos de 12,0 pol.; 8,0 pol.; 4,0 pol.; 1,0 pol. e 0,5 pol.

Os valores das temperaturas de pico em cada elemento combustível (distribuição espacial) são mostrados nas Figs. 5.6, 5.7, 5.8, 5.9 e

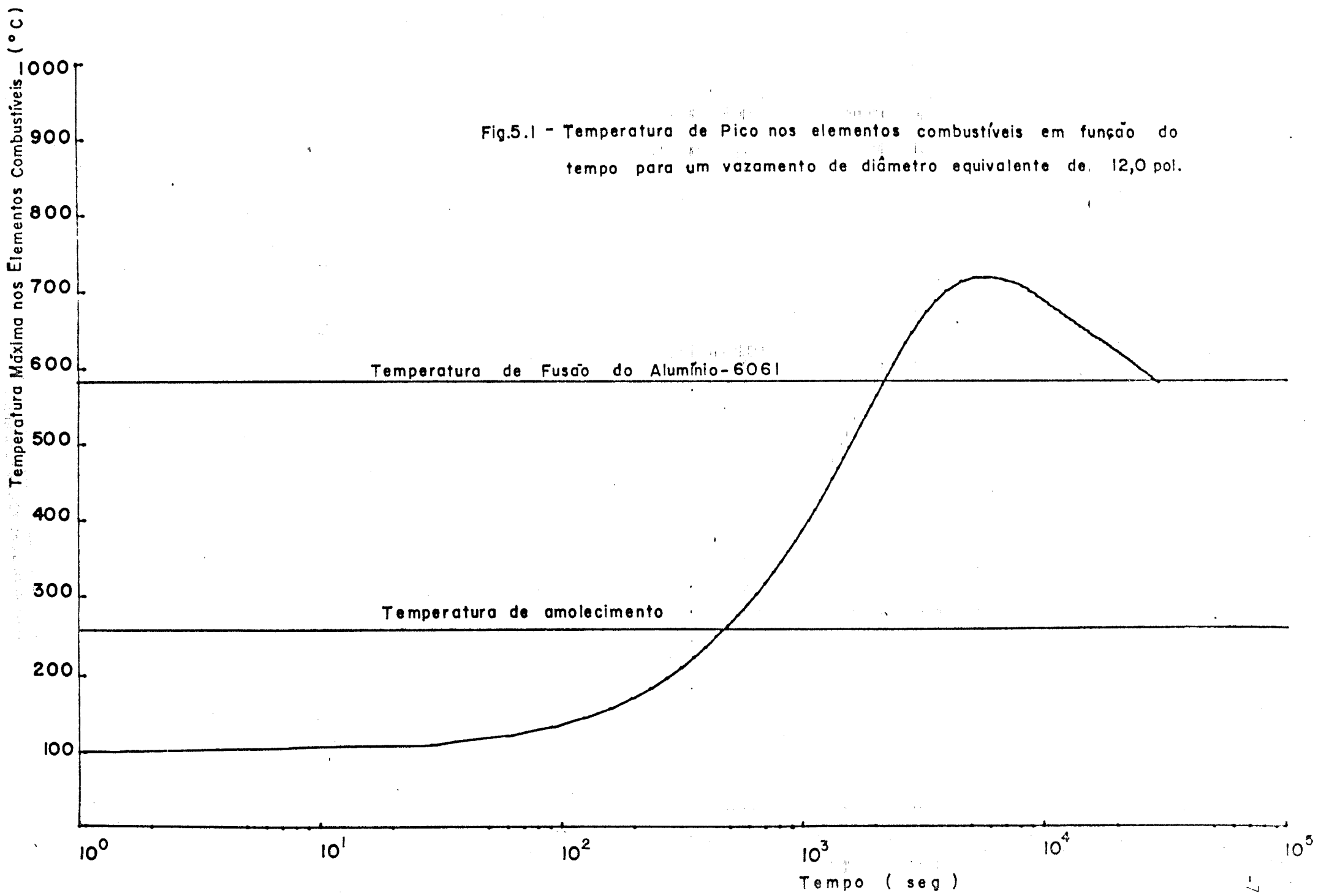


Fig.5.2-Temperatura de Pico nos elementos combustíveis em função do tempo para um vazamento de diâmetro equivalente de 8,0 pol.

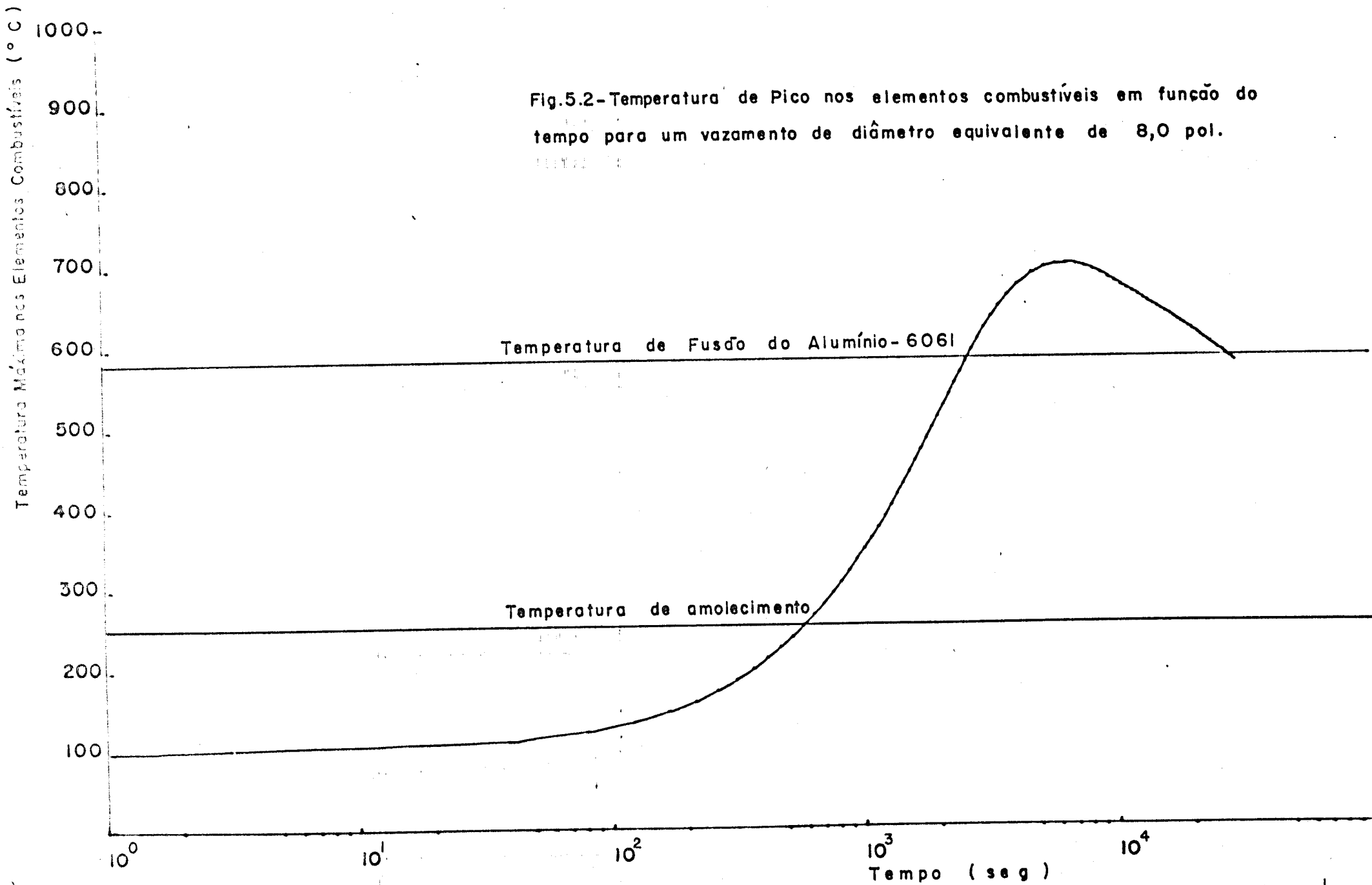
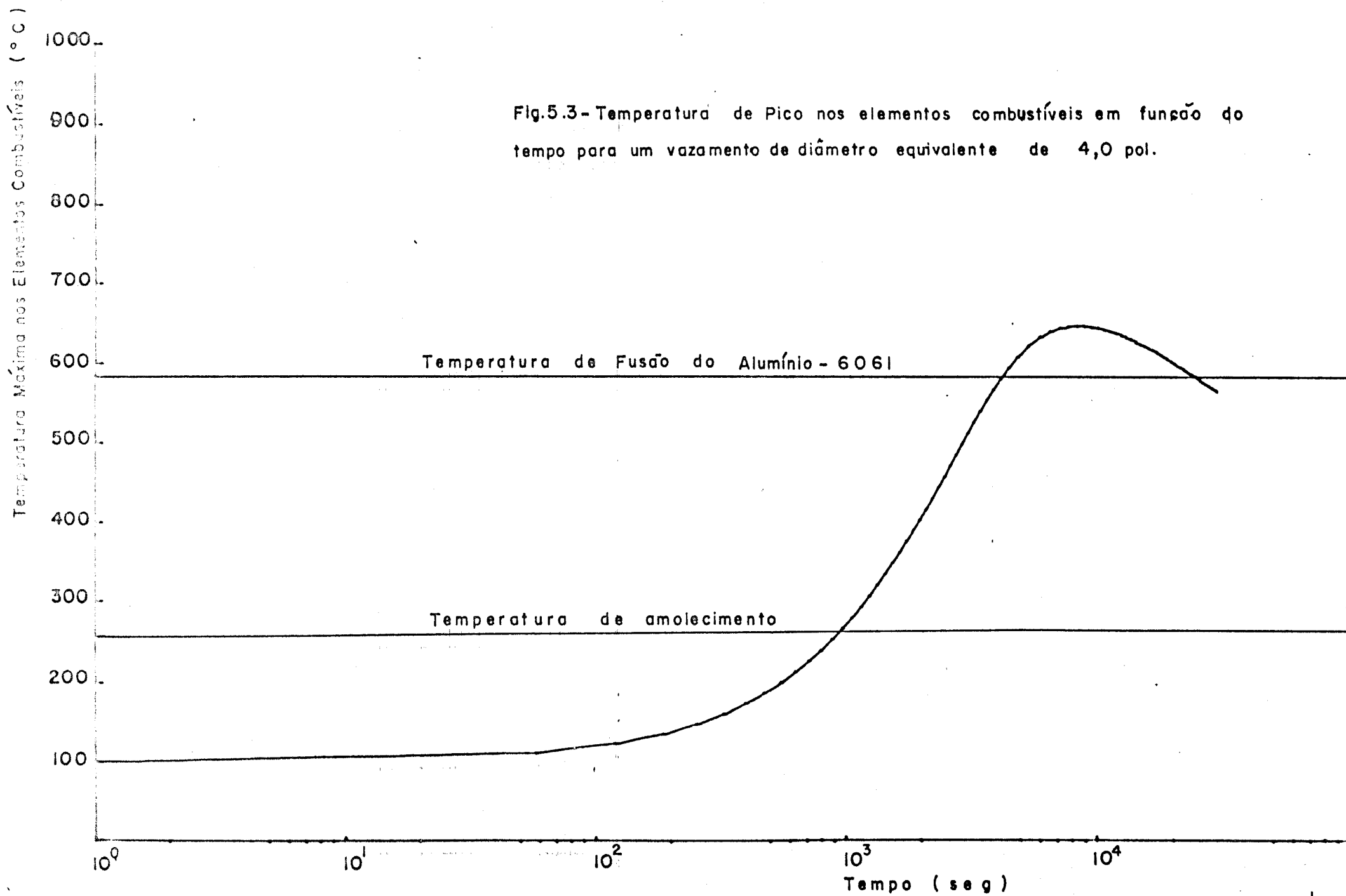
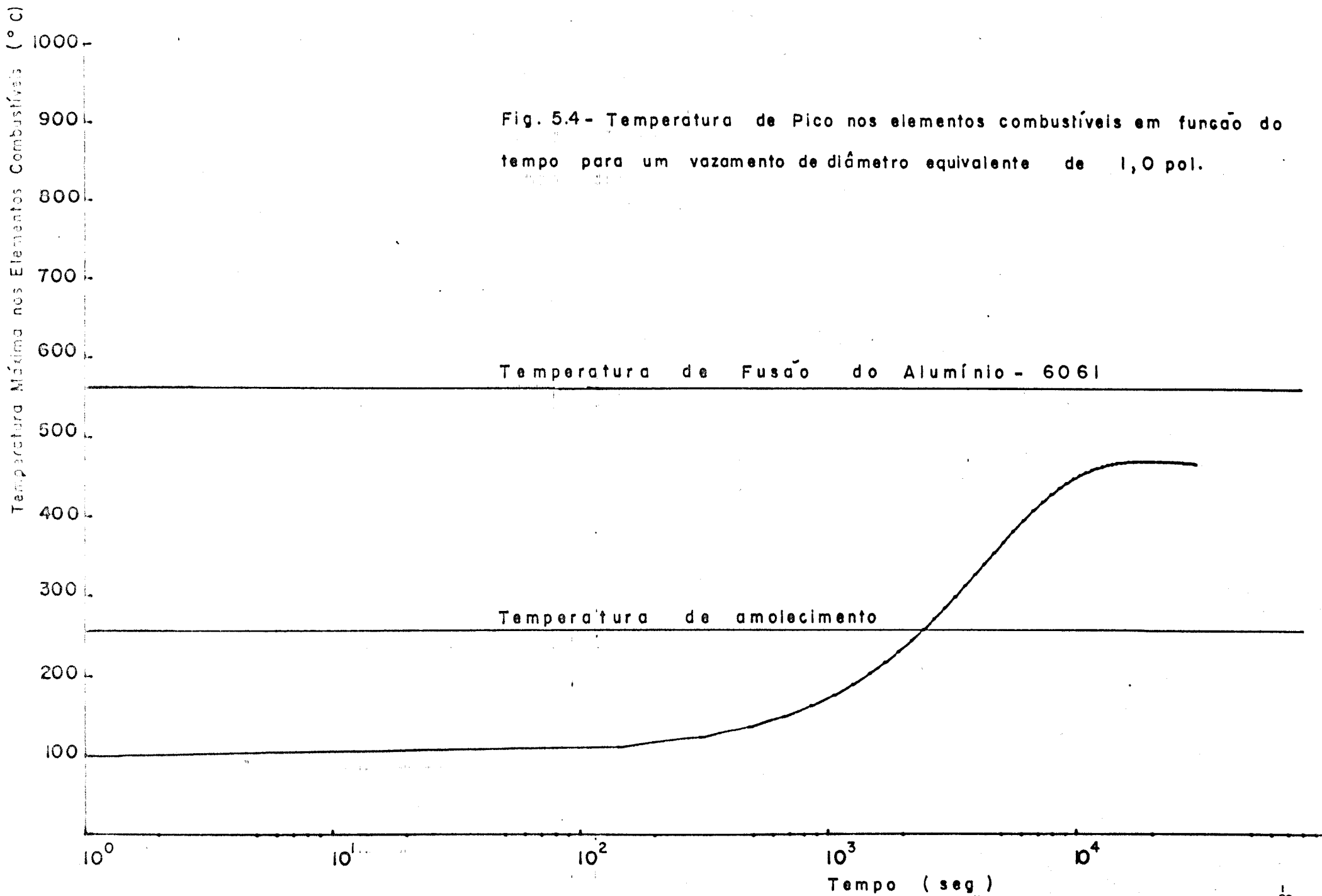
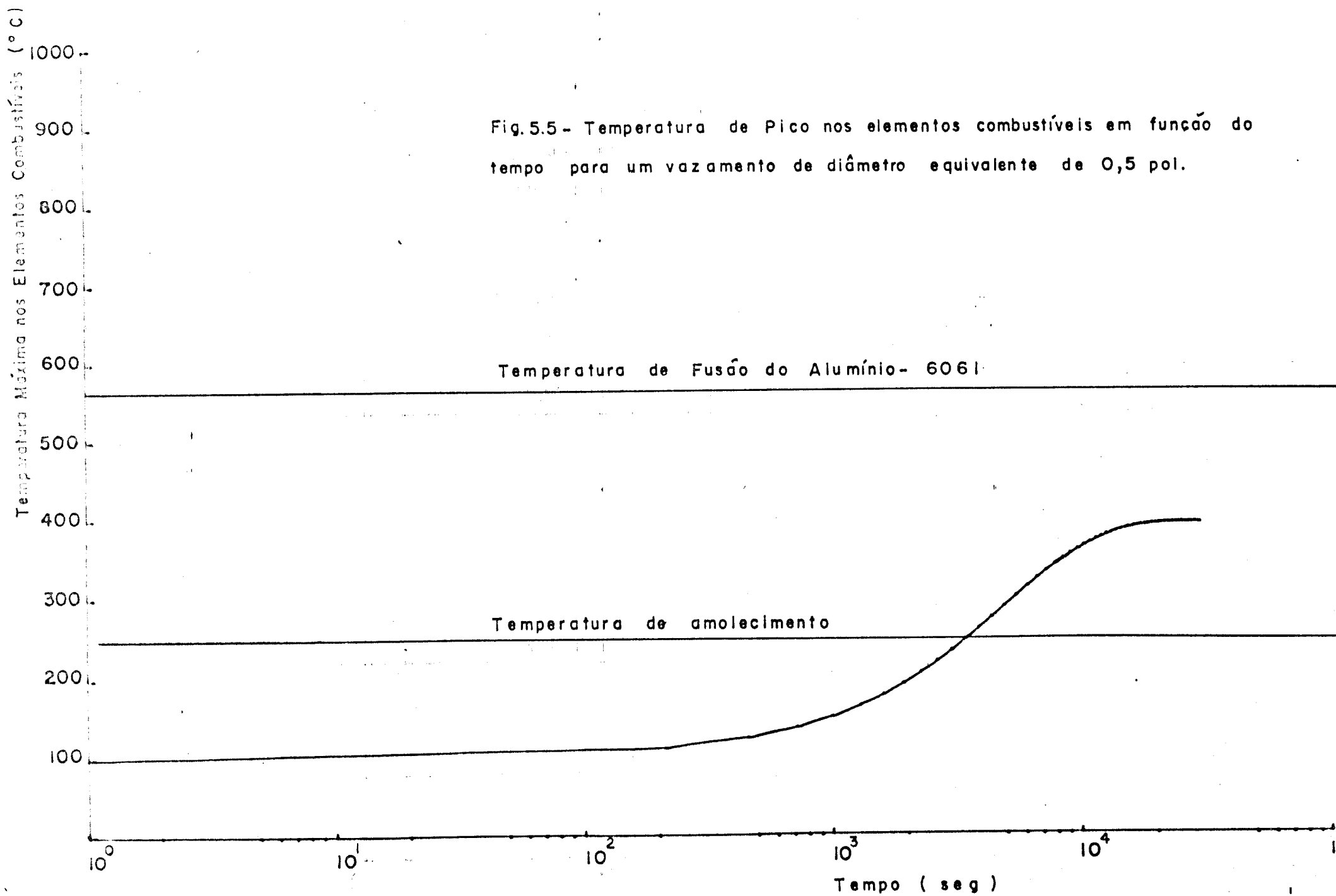


Fig.5.3- Temperatura de Pico nos elementos combustíveis em função do tempo para um vazamento de diâmetro equivalente de 4,0 pol.







677,8	697,5	705,8	703,1	685,8
701,8	720,6	728,2	724,3	707,2
709,1	734,0	745,4	738,6	718,0
710,6	736,7	747,2	741,3	718,3
699,3	720,3	728,3	724,8	703,2

Fig.5.6 - Distribuição espacial das temperaturas de pico (°C) em cada elemento combustível após a ocorrência de um LOCA com diâmetro equivalente de vazamento de 12",

661,5	680,2	688,1	685,5	669,1
684,3	702,1	709,3	705,6	689,5
691,2	714,9	725,6	719,2	699,8
692,7	717,5	727,5	721,9	700,2
682,1	702,1	709,8	706,8	685,8

Fig.5.7 - Distribuição espacial das temperaturas de pico ( $^{\circ}\text{C}$ ) em cada elemento combustível após a ocorrência de um LOCA com diâmetro equivalente de vazamento de 8".

613,7	629,7	636,5	634,4	620,4
633,3	648,5	654,6	651,5	637,9
639,3	659,4	668,6	663,2	646,8
640,7	661,8	670,3	665,7	647,2
631,9	648,9	655,5	652,6	635,2

Fig.5.8 - Distribuição espacial das temperaturas de pico (°C) em cada elemento combustível após a ocorrência de um LOCA com diâmetro equivalente de vazamento de 4".

451,3	460,0	463,8	462,7	455,3
462,1	470,2	473,5	472,1	464,8
465,6	476,5	481,3	478,5	469,9
466,7	478,0	482,6	480,3	470,5
462,2	471,4	475,0	473,6	464,3

Fig.5.9 - Distribuição espacial das temperaturas de pico (°C) em cada elemento combustível após a ocorrência de um LOCA com diâmetro equivalente de vazamento de 1".

379,7	386,0	388,8	388,1	382,8
387,6	393,5	395,9	394,9	389,7
390,2	398,0	401,6	399,7	393,5
391,2	399,4	402,7	401,2	394,1
388,1	394,7	397,4	396,4	389,7

Fig.5.10 - Distribuição espacial das temperaturas de pico (°C) em cada elemento combustível após a ocorrência de um LOCA com diâmetro equivalente de vazamento de 0,5".

5.10 para os mesmos diâmetros. De uma maneira geral, todos os elementos combustíveis atingem suas temperaturas de pico, aproximadamente, no mesmo instante.

Como foi mencionado na discussão do modelo do núcleo em 2-D, os dois únicos mecanismos de perda de calor para o reator sob condições de piscina vazia são: transferência de calor por convecção e transferência de calor por radiação térmica. A transferência de calor por condução para dissipadores externos não é considerada no AIRLOCA.

As Figs. 5.11, 5.12, 5.13, 5.14 e 5.15 mostram como aquelas duas maneiras de transferência de calor se compõe no tempo durante o transiente do LOCA para os vários diâmetros analisados.

Inicialmente, o processo de transferência de calor por convecção é o responsável pela maior perda de calor. Conforme a temperatura aumenta, o processo de transferência de calor por radiação térmica cresce em importância chegando, em alguns casos mesmo a exceder a perda de calor por convecção como se observa para os diâmetros de 12,0 pol. ; 8,0 pol. e 4,0 pol.

O processo de transferência de calor por radiação, excede o processo de transferência por convecção, para o caso de 12,0 pol., após 1500 seg., do decurso do LOCA. No caso de 8,0 pol., após 1800 seg. e no caso de 4,0 pol., após 2900 seg. Nos casos de 1,0 pol. e 0,5 pol., a perda de calor por radiação térmica não excede a de convecção. Os cálculos realizados através do programa AIRLOCA mostram que as temperaturas de pico nos elementos combustíveis excedem em cerca de 130°C o ponto de fusão do alumínio para um diâmetro equivalente de vazamento de 12,0 pol.

No programa AIRLOCA não é prevista nenhuma mudança de estado do material do encamisamento. O programa simplesmente admite que os elementos combustíveis mantêm seu estado físico e comportam um aumento de temperatura, de acordo com as suas capacidades caloríferas, e em função das taxas de calor de decaimento e perdas de calor envolvidas. Esses resultados não possuem significado físico real, mas no entanto, permitem concluir que as temperaturas altas nos elementos combustíveis acima do ponto de fusão do encamisamento, não é surpreendente devido a dois fatores: Em primeiro lugar o relativo pequeno número de elementos combustíveis no núcleo e, em segundo, o fato de que somente elementos combustíveis e suas seções associadas à placa matriz estão incluídas no modelo. A perda de calor por condução a outros materiais estruturais (de suporte do núcleo e barras de controle, por exemplo) não é permitida.

Fig. 5.11 - Taxa de Geração de calor, perda de calor por Convecção, Radiação e perda total para um vazamento de diâmetro equivalente de 12,0 pol.

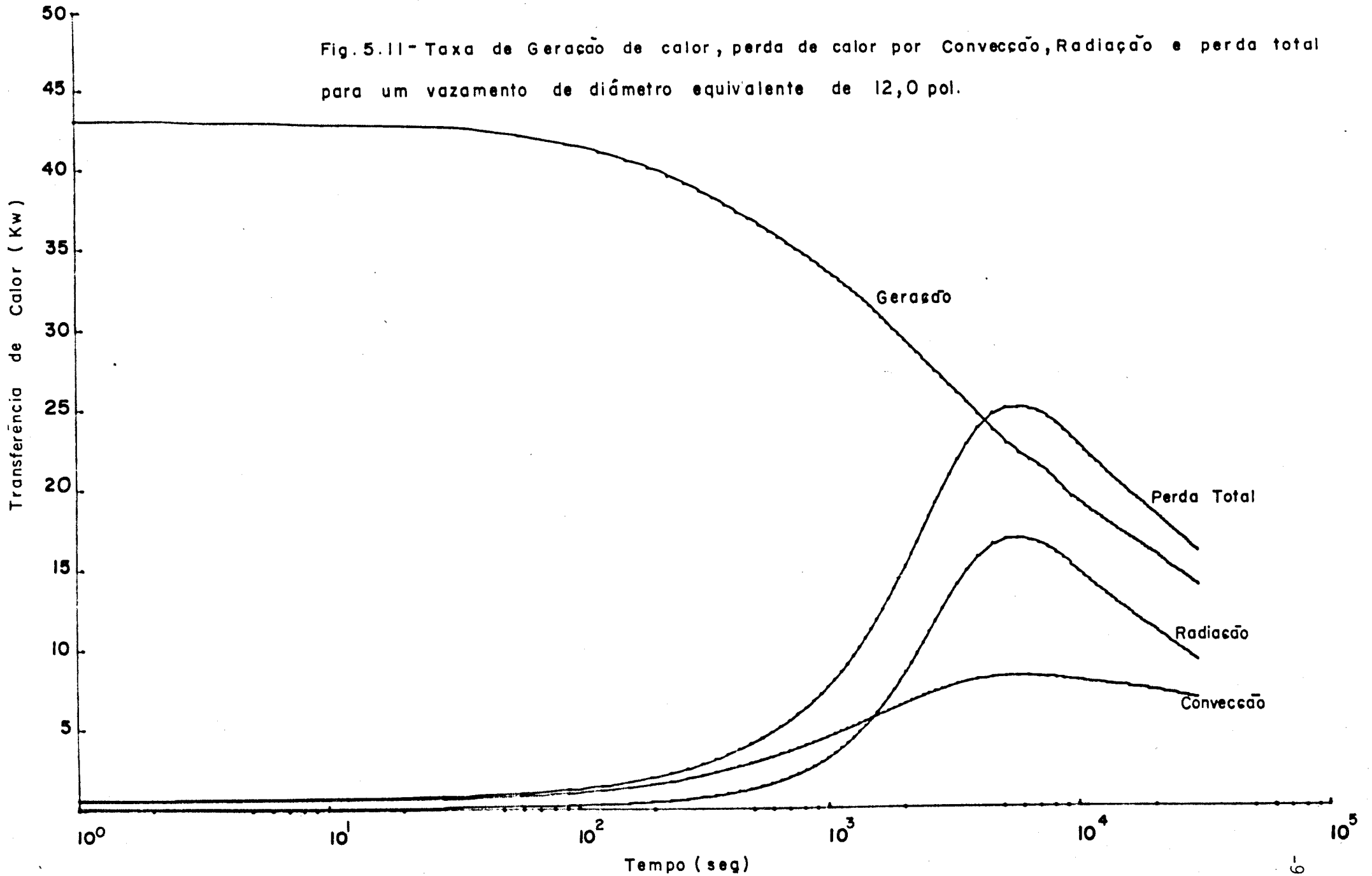
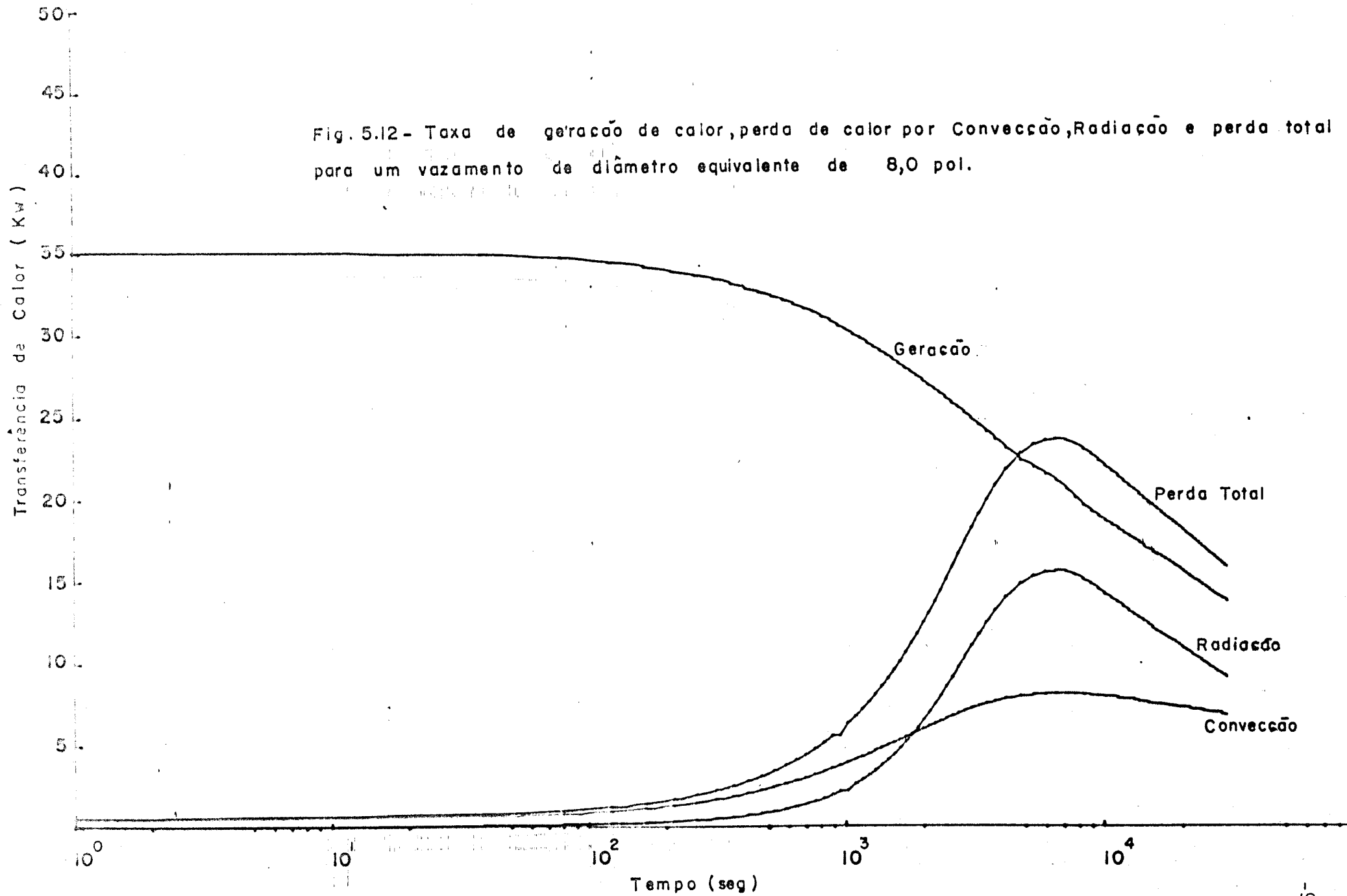


Fig. 5.12 - Taxa de geração de calor, perda de calor por Convecção, Radiação e perda total para um vazamento de diâmetro equivalente de 8,0 pol.



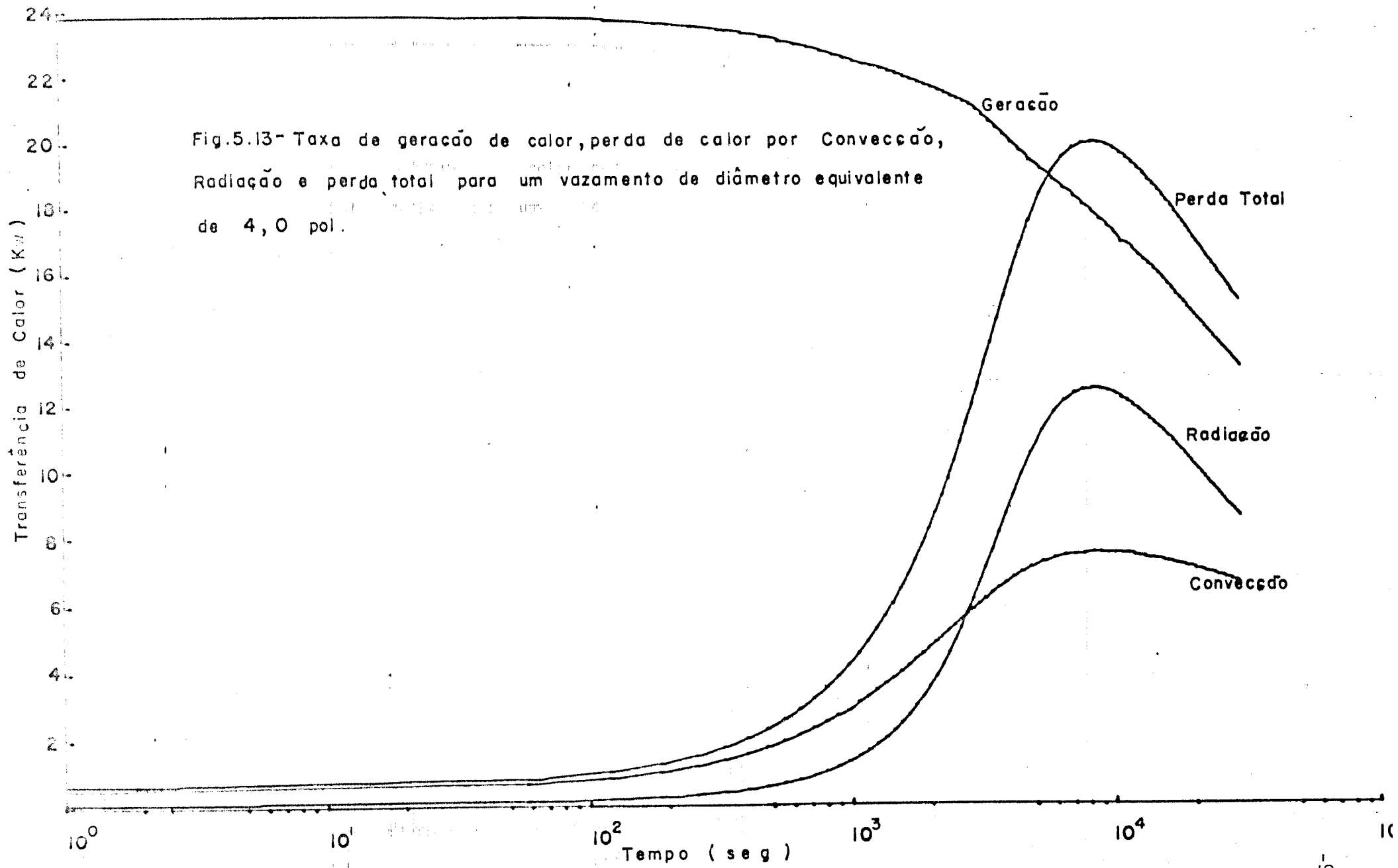


Fig.5.13- Taxa de geração de calor, perda de calor por Convecção, Radiação e perda total para um vazamento de diâmetro equivalente de 4,0 pol.

Fig. 5.14 - Taxa de geração de calor, perda de calor por Convecção, Radiação e perda total para um vazamento de diâmetro equivalente de 1,0 pol.

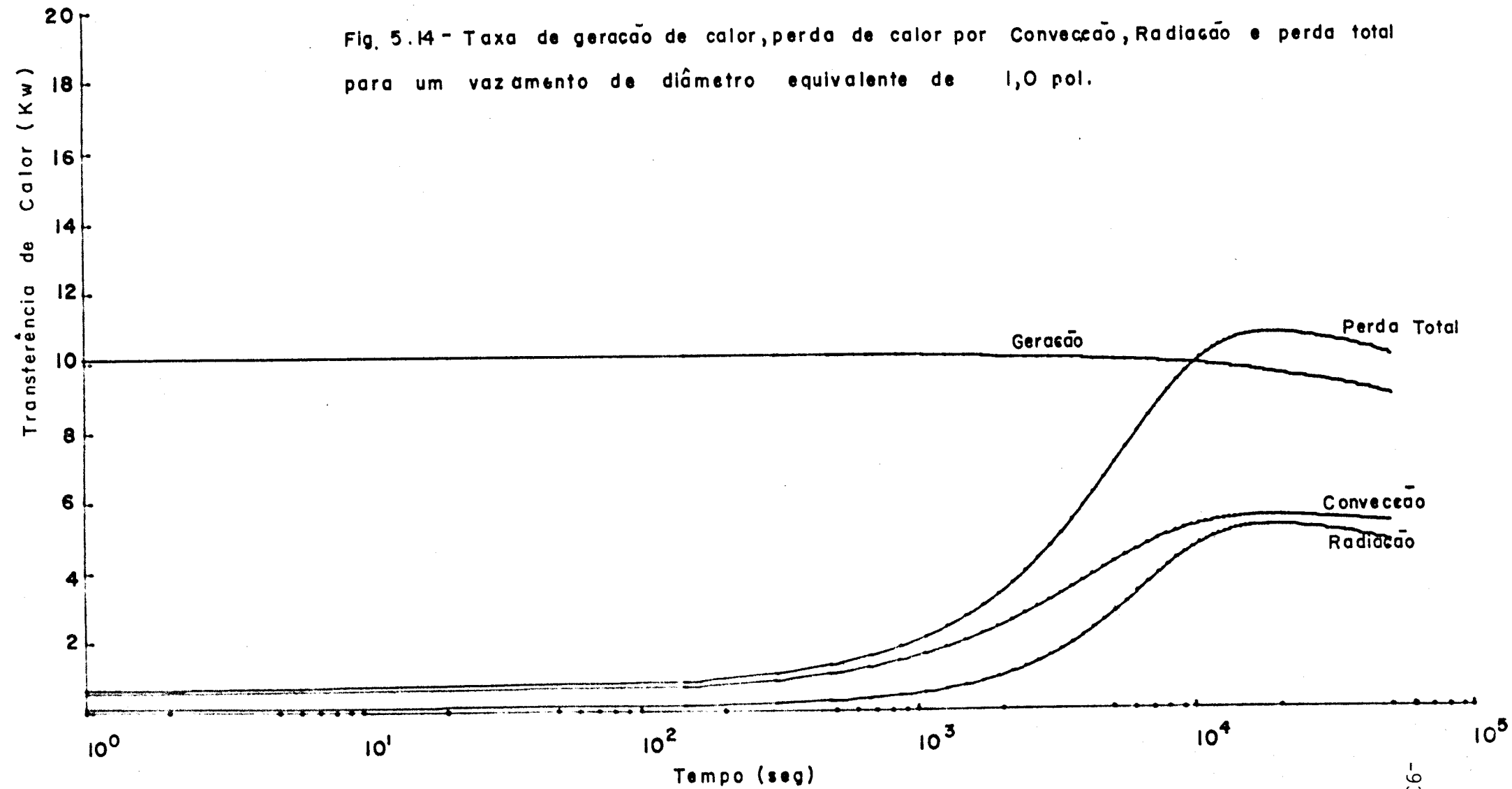
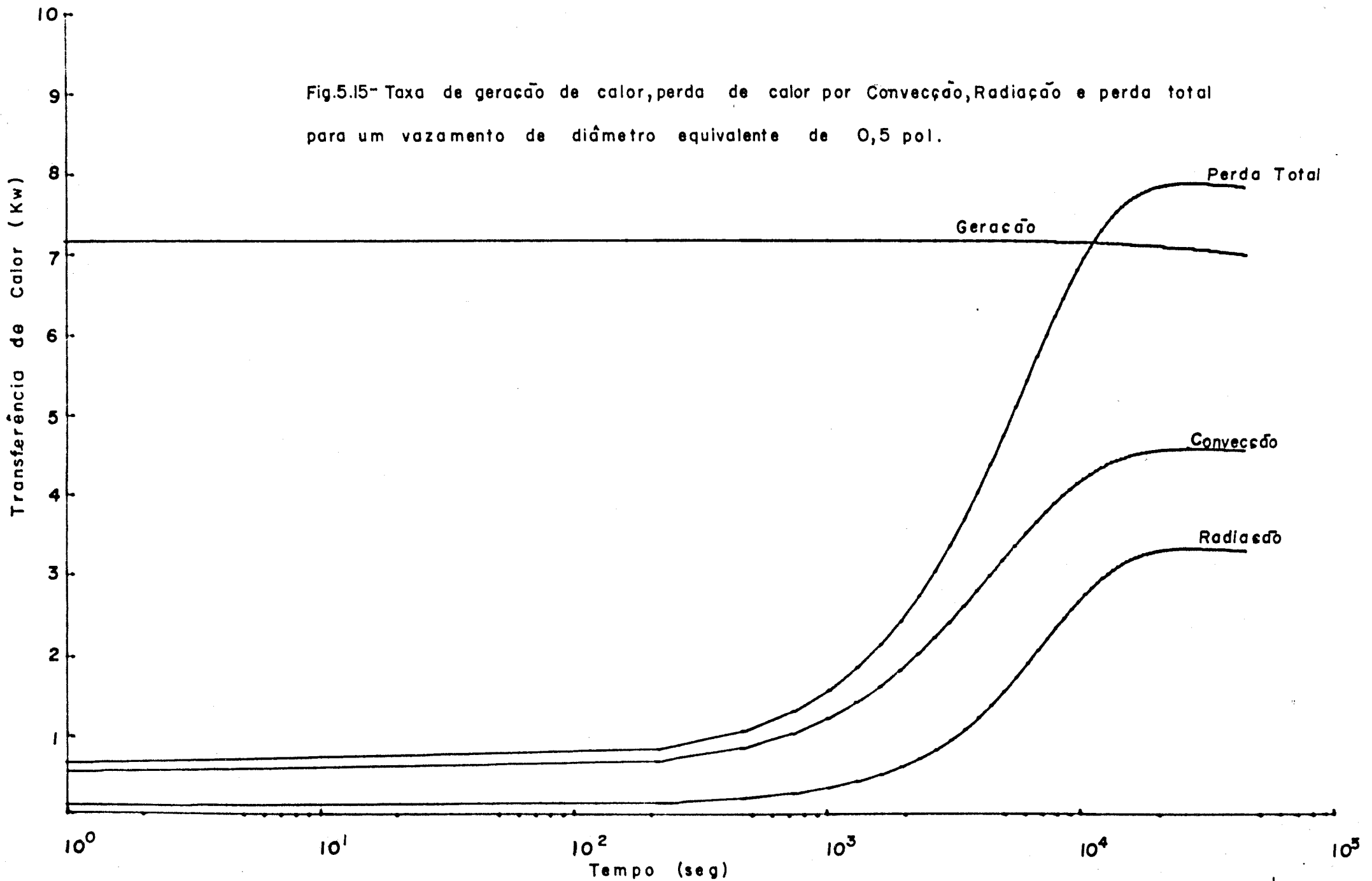


Fig.5.15- Taxa de geração de calor, perda de calor por Convecção, Radiação e perda total para um vazamento de diâmetro equivalente de 0,5 pol.



Estes e outros fatores que afetam as temperaturas de pico nos elementos combustíveis serão discutidos na Seção 5.3 deste Capítulo, que enfoca os estudos de sensibilidade desses resultados às variações dos parâmetros envolvidos.

## 5.2 - Temperaturas Críticas

A fim de obter o máximo diâmetro equivalente de ruptura, acima do qual acarretaria danos à integridade dos elementos combustíveis, foram feitos vários cálculos com diâmetros variáveis e a curva da temperatura de pico em função do diâmetro equivalente foi obtida. O resultado é mostrado na Fig. 5.16.

Os resultados mostram que o diâmetro máximo de vazamento permitido num acidente de perda de refrigerante, para o reator IEA-R1, para que não ocorra a fusão do encamisamento das placas combustíveis, é de 2,2 polegadas. Um acidente com uma ruptura acima deste valor, levaria a um esvaziamento da piscina em tempo menor que aproximadamente 4 horas e 34 minutos, e a temperatura alcançada nos elementos combustíveis seria superior à da fusão do alumínio ( $582^{\circ}\text{C}$ ).

Quanto à segunda temperatura, de  $260^{\circ}\text{C}$ , a do amolecimento do material do encamisamento, foram feitos vários cálculos com diâmetros variáveis e inferiores a uma polegada (até 0,1 polegada). Para vazamentos com diâmetros equivalentes maiores que 0,3 pol., a temperatura de amolecimento é alcançada. Mas, é preciso lembrar que para 0,3 pol., o tempo de esvaziamento é superior a cinco dias e, portanto, totalmente possível de ser notado e providências serem tomadas, automaticamente ou por meios manuais, para manter o reator submerso.

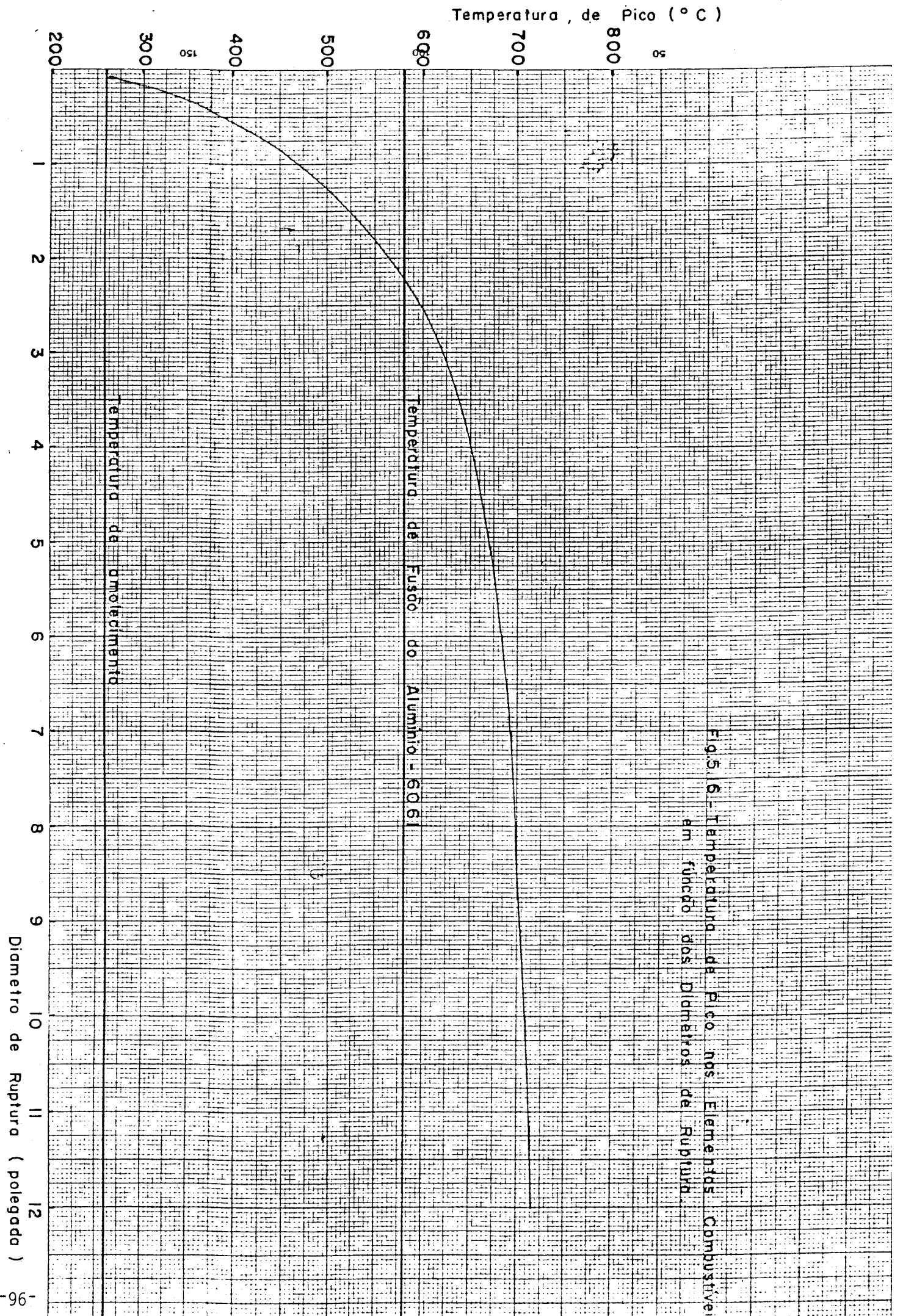


Fig. 5.16 - Temperatura de Pico nos Elementos Combustivos em função dos Diâmetros de Ruptura.

### 5.3 - Estudos de Sensibilidade

A fim de verificarmos a sensibilidade da temperatura de pico com a variação dos principais parâmetros de entrada no código AIRLOCA, os cálculos do núcleo de referência foram refeitos para diversos casos e os resultados apresentados nesta Secção.

#### a.) Potência Gerada por Placa Combustível

O núcleo referência estudado opera na potência de 2 Mw e consiste de uma configuração de 5 x 5 elementos combustíveis, sendo 21 elementos combustíveis tipo padrão e 4 elementos combustíveis tipo controle, perfazendo no total 426 placas combustíveis. A potência específica por placa, portanto, é de 4,69 Kw. A fim de verificarmos a sensibilidade da temperatura de pico à variação da potência específica por placa, o cálculo com o núcleo referência foi feito com diferentes potências específicas por placa, mantendo-se os outros parâmetros fixos: os fatores de fluxo e a geometria do núcleo não foram alteradas.

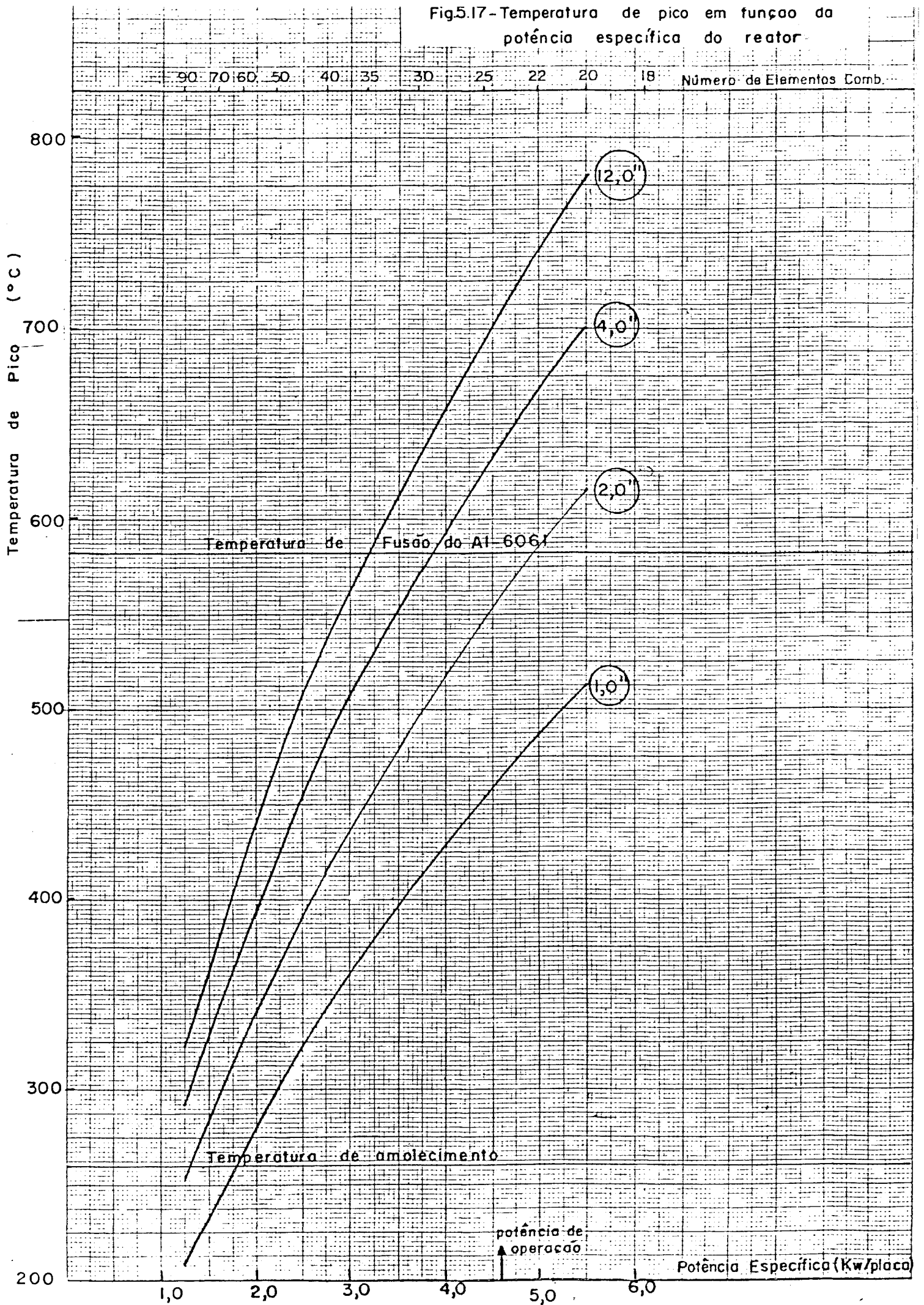
As temperaturas de pico resultantes nos elementos combustíveis, para várias potências específicas por placa e para os vários diâmetros analisados são mostrados na Fig. 5.17.

Uma potência específica de 5,0 Kw/placa resulta numa temperatura de pico de  $740^{\circ}\text{C}$  para um vazamento cujo diâmetro é de 12,0 pol. e numa temperatura de pico de  $487^{\circ}\text{C}$  para um diâmetro de 1,0 pol., enquanto que para uma potência específica de 2,5 Kw/placa, a temperatura de pico é de  $505,5^{\circ}\text{C}$  para um diâmetro de 12,0 pol. e de  $320^{\circ}\text{C}$  para um diâmetro de 1,0 pol. Assim, o volume do núcleo tem um impacto importante nas temperaturas de pico durante o transiente de um LOCA e, conseqüentemente, no tempo que se leva para alcançar estas temperaturas.

No caso de um diâmetro de 12,0 pol., o tempo que leva para se atingir a temperatura de pico para uma potência específica de 5,0 Kw/placa é de cerca de 5.000 seg., enquanto que, para uma potência específica de 2,0 Kw/placa é da ordem de 8.000 seg. Já para um diâmetro de 1,0 pol., estes tempos são respectivamente 17.000 seg e de 23.000 seg. Esta variação é devido à capacidade térmica do núcleo em relação à potência de decaimento.

A Fig. 5.17 mostra claramente que, se o núcleo referência fosse operado a uma potência específica menor ou igual a 3,20 Kw/placa, ou seja, numa potência total do núcleo menor do que 1,36 Mw, durante o decorrer do LOCA,

Fig.5.17 - Temperatura de pico em função da potência específica do reator



não ocorreria a fusão do alumínio. De maneira inversa, sob as condições de referência, um núcleo que opere a uma potência de 2 Mw requereria pelo menos 35 elementos combustíveis a fim de manter as temperaturas de pico nos elementos combustíveis abaixo do valor de  $582^{\circ}\text{C}$  durante o decorrer do LOCA, supondo conter 18 placas por elemento.

De maneira análoga, pode-se concluir que, mesmo para vazamentos pequenos (1 pol. de diâmetro equivalente), a temperatura de amolecimento do alumínio seria alcançada facilmente para potências específicas acima de 1,0 Kw/placa.

#### b.) Tempo de Atraso do Sistema

O tempo de atraso foi anteriormente definido (Secção 1.3), como sendo o intervalo de tempo entre o desligamento do reator e a completa imersão dos elementos combustíveis do reator.

As temperaturas de pico correspondentes a cada diâmetro de vazamento, podem ser vistas na Fig. 5.18. Desta curva, pode-se determinar o tempo mínimo de imersão do núcleo do reator em água refrigerante, necessário para não ocorrer a fusão do encamisamento.

No caso do reator IEA-R1, o valor do tempo de imersão necessário é de 16.000 seg., ou seja, de cerca de 4,5 h, o que corresponde a um diâmetro de ruptura de cerca de 2,2 pol., como já foi anteriormente calculado na Secção 5.2. Fisicamente, o mais importante fator é o tempo mínimo de imersão que deve ser preservado para garantia da integridade do encamisamento. No caso de um LOCA, deve-se agir de modo a manter a imersão além de 4,5 h independente do grau de vazamento, seja pela obstrução do fluxo de água para fora da piscina, ou pela adição de água à piscina, manual ou artificialmente.

#### c.) Emissividade das Placas Combustíveis com Encamisamento de Alumínio

A emissividade espectral total do alumínio, ou mais precisamente da liga de alumínio 6061, não é uma quantidade bem caracterizada pela literatura científica. É sabido que ela é ligeiramente dependente da temperatura e fortemente dependente das condições físicas e químicas da superfície da placa. Na literatura, encontram-se valores que variam desde 0,02 para uma superfície altamente polida a 0,4 para uma superfície altamente oxidada. Geralmente, o alumínio laminado sem nenhum tratamento especial é considerado ter uma emissividade de 0,1 enquanto que a abertura de Eido produz uma emissividade cujos valores variam entre 0,2 a 0,3.

Temperatura de Pico (° C)

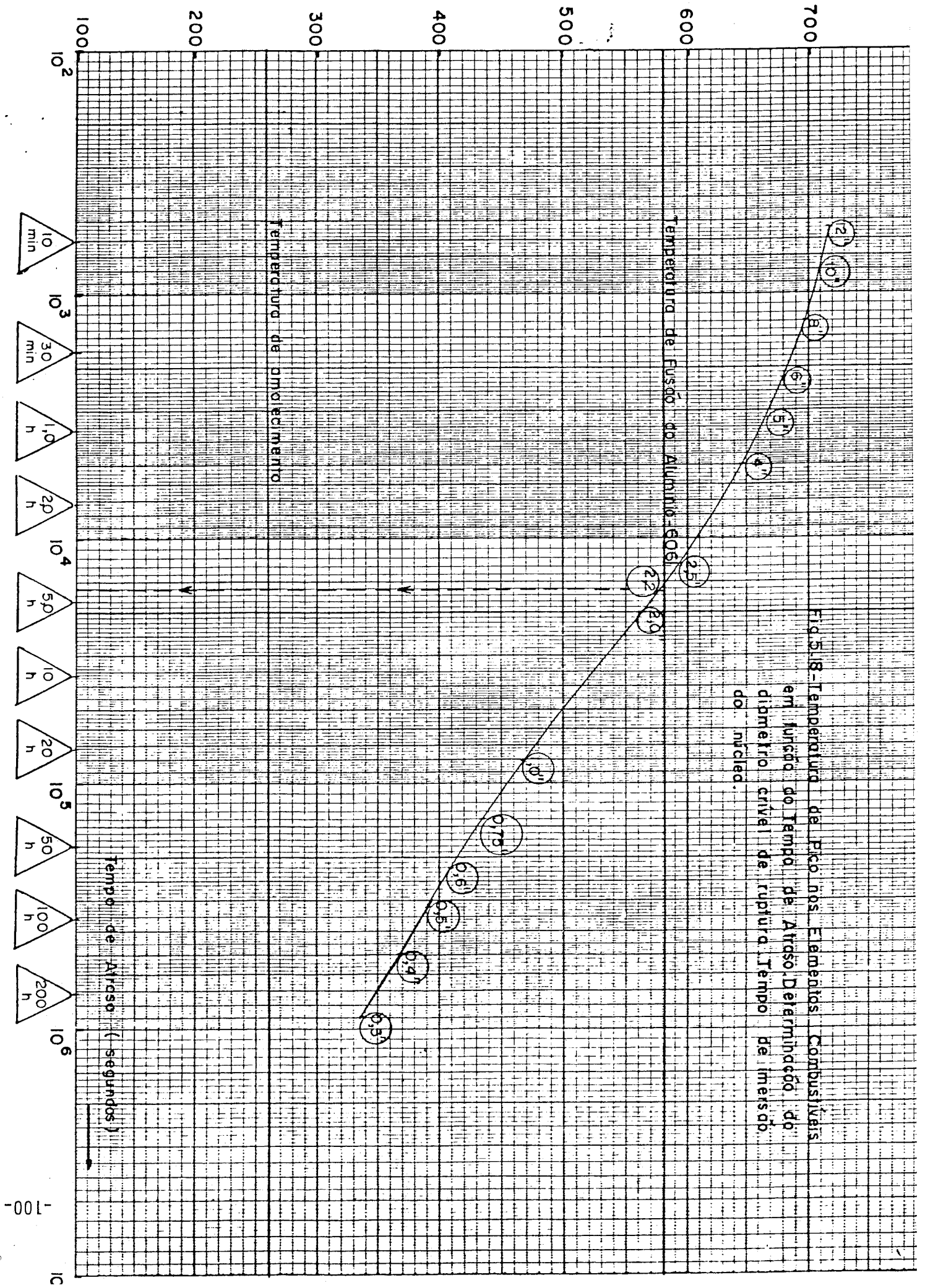


Fig. 5.8 - Temperatura de Pico nos Elementos Combustíveis em Função do Tempo de Aliso. Determinação do diâmetro crítico de ruptura. Tempo de injeção do núcleo.

A fim de testar os efeitos da mudança de emissividade na temperatura de pico nos elementos combustíveis, foram feitos vários cálculos com valores de emissividade variando desde 0,2 a 0,5 e as temperaturas de pico resultantes destes cálculos são mostrados na Fig. 5.19.

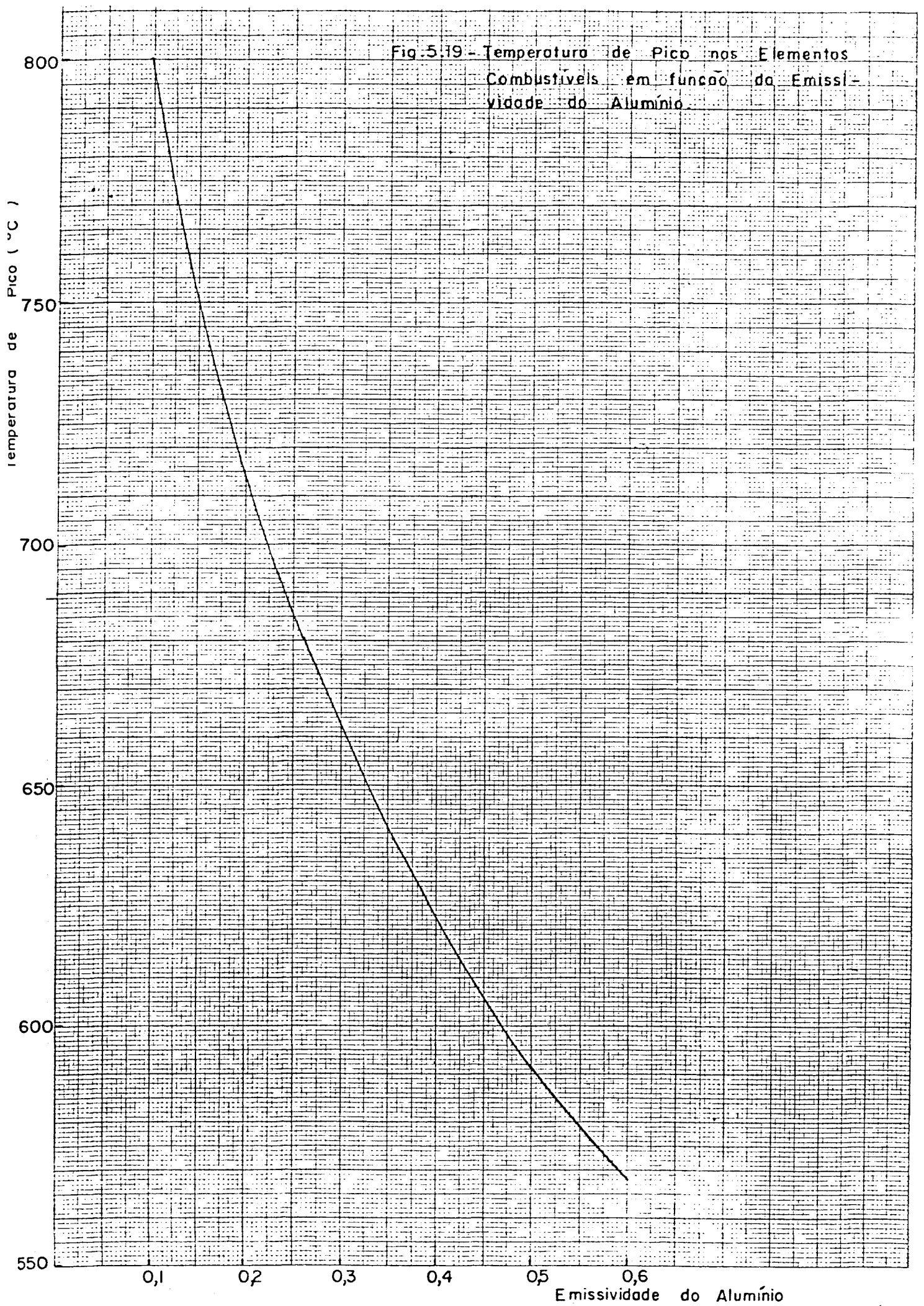
Existe uma diferença de cerca de 150°C entre as temperaturas de pico nos elementos combustíveis para  $\epsilon = 0,2$  e  $\epsilon = 0,5$ .

#### d.) Dissipadores de Calor de Alumínio

Já foi mencionado anteriormente que, somente o elemento combustível e a placa matriz foram considerados no processo de transferência de calor por condução, desprezando-se a contribuição de outros materiais estruturais do núcleo, ou seja, não foi dado nenhum crédito para a capacidade de absorção e dissipação do calor adicional devido a outros itens como os suportes estruturais, tubos de colimação, seções vazias da placa matriz etc. Para ilustrar a grandeza e a importância deste efeito, o cálculo do núcleo referência foi repetido mas com a suposição de que estavam distribuídos 100Kg de Al sólido em cada lado do núcleo, ou seja, 200Kg no total correspondente à direção mais longa da placa matriz. Este material estrutural foi tratado como sendo constituído de elementos sólidos encaixados na placa matriz e localizados junto ao núcleo existente. O calor é conduzido a estes elementos através da placa matriz da mesma maneira que é conduzido entre os elementos combustíveis. O principal resultado do ponto de vista de transferência de calor é que a capacidade calorífica destes elementos adicionais, representa um aumento de cerca de 150% da massa de alumínio do núcleo referência. Não existe transferência de calor por convecção entre as placas de alumínio, uma vez que os elementos foram tratados como sendo blocos sólidos. Entretanto, existe convecção entre os elementos entre si. Os resultados deste cálculo mostram que as temperaturas de pico, para um diâmetro de 12,0 pol., caem de 717°C ocorrido no instante 2.153 s para 620°C, no instante 9.200 s. Isto ilustra claramente o efeito da capacidade calorífica adicional no núcleo, tendo como consequências que as temperaturas são menores e o tempo que leva para se alcançar estas temperaturas é maior.

Assim, espera-se que em condições de acidente real, os elementos estruturais que compõem o arranjo, além do núcleo normal, favoreçam substancialmente a segurança do reator.

Fig.5.19 - Temperatura de Pico nos Elementos  
Combustíveis em função da Emissi-  
vidade do Alumínio.



## 6 - CONCLUSÕES

A refrigeração por ar do núcleo do reator IEA-R1, foi analisada a través do programa AIRLOCA. Neste programa, os processos permitidos de transferência de calor são por convecção natural e por radiação térmica. Neles estão incluídas as perdas de calor por convecção livre de todos os canais entre as placas combustíveis, canais inter-elementos e das faces livres dos elementos, bem como calor por radiação térmica de todos os canais entre as placas combustíveis para o ar, das faces livres dos elementos e da abertura superior dos elementos combustíveis.

O processo de transferência de calor por condução é permitido somente de elemento para elemento através da placa matriz, mas não é permitida nenhuma perda líquida de calor por condução para fora do núcleo.

Foi também analisado um número significativo de parâmetros físicos relacionados com o processo de refrigeração, em especial, potência específica por placa, tempo de atraso do sistema, emissividade efetiva do alumínio e a presença de dissipadores adicionais de calor.

1.) Para o núcleo do reator IEA-R1 e com os dados da Tabela 4.1, os elementos combustíveis atingem uma temperatura de pico de  $717,1^{\circ}\text{C}$  aproximadamente 5800 seg depois do início do LOCA para um vazamento cujo diâmetro é de 12 pol. (Fig. 5.1).

Para vazamentos cujos diâmetros são de 8,0 pol. e 4,0 pol. esses valores são respectivamente de  $698,9^{\circ}\text{C}$  em 6648,0 seg. e  $645,9^{\circ}\text{C}$  em 8432,0 seg.

A temperatura de fusão do alumínio que é de  $582^{\circ}\text{C}$ , é alcançada em cerca de 2160 seg. para o vazamento cujo diâmetro é de 12,0 pol., em cerca de 4202,0 seg. para o vazamento de 4,0 pol.

As temperaturas de pico alcançadas são consideradas altas devido ao tamanho compacto do núcleo do reator IEA-R1 e o fato de não levar em conta a capacidade calorífica dos materiais estruturais constituintes do núcleo diversos dos elementos combustíveis e a correspondente secção da placa matriz.

2.) A potência específica por placa é um importante índice para a previsão das temperaturas de pico dos elementos combustíveis. O núcleo do rea-

tor IEA-R1 pode ser operado em potência de até 1,36 Mw sem ter temperaturas que excedem  $582^{\circ}\text{C}$  nos elementos combustíveis, se houver um vazamento cujo diâmetro seja de 12,0 pol. De maneira inversa, para ser operado em potência de até 2 Mw é necessário que o núcleo contenha no mínimo 35 elementos combustíveis, a fim de assegurar que as temperaturas dos elementos combustíveis não excedam  $582^{\circ}\text{C}$  durante o transiente.

Convém notar que estes resultados são baseados nos dados do reator IEA-R1 para uma dada configuração do núcleo do reator, cujos fatores de fluxo são os da Fig. 4.1. Para outras configurações, é necessário que novos cálculos sejam feitos.

3.) As temperaturas de pico nos elementos combustíveis são insensíveis a pequenas mudanças no tempo de atraso. Contudo, foram feitos diversos cálculos com vazamentos de diâmetros variados, a fim de verificar o diâmetro crível de ruptura e o tempo mínimo de imersão do núcleo do reator. O diâmetro máximo de ruptura concebível, para não ocorrer temperaturas que excedem  $582^{\circ}\text{C}$ , é de 2,2 pol. (Fig. 5.18).

De maneira inversa, o tempo mínimo de imersão do núcleo deve ser aquele correspondente ao vazamento cujo diâmetro é de 2,2 pol.. Esse tempo é de 16000 seg. ou 4,5 h.

Ainda sob este mesmo aspecto, podemos calcular o diâmetro e o tempo de imersão para que as temperaturas não excedam a temperatura de amolecimento ( $260^{\circ}\text{C}$ ) do alumínio.

Os cálculos realizados indicam que para qualquer vazamento até 0,3 pol. , a temperatura de amolecimento não é atingida.

4.) A emissividade espectral total do alumínio é um parâmetro importante em se determinar a taxa de transferência de calor por radiação do núcleo durante o decurso do LOCA. Nos nossos cálculos, o valor utilizado foi de 0,20. Contudo, se a emissividade for de 0,10, a temperatura de pico eleva-se de  $713^{\circ}\text{C}$  para  $795^{\circ}\text{C}$ . De outro lado, um valor de emissividade de 0,5 reduz a temperatura de pico de  $713^{\circ}\text{C}$  para  $591^{\circ}\text{C}$ .

5.) A relação entre capacidade calorífica total do núcleo e a potência de operação do reator determina o tempo em que as temperaturas de pico são alcançadas nos elementos combustíveis. No caso do IEA-R1 e para um vaza

mento cujo diâmetro é de 12,0 pol. esse tempo é de 5800,0 seg. depois do início do LOCA.

O acréscimo de 200 Kg de alumínio na placa matriz e ao lado dos elementos combustíveis, representam um acréscimo de 15% na capacidade calorífica do núcleo. Os resultados obtidos mostram que para um vazamento de diâmetro de 12,0 pol., as temperaturas de pico caem de 717°C ocorrida no instante 2153,0 seg. para 620°C no instante 9200,0 seg.

## 7 - SUGESTÕES

Nos cálculos deste trabalho foi analisado o núcleo do reator IEA-R1, através do programa AIRLOCA. Os cálculos realizados são específicos para cada determinada configuração ou seja, para o núcleo do reator formado por um arranjo de 5 x 5 elementos combustíveis e com os fatores de fluxo dados da Fig. 4.1. Para outras configurações, torna-se necessária a determinação dos correspondentes fatores de fluxo que servem como um dos dados de entrada do programa AIRLOCA.

Na atual versão do programa AIRLOCA, o núcleo do reator é modelado em duas dimensões, daí a atual versão ser o AIRLOCA-2D. Não é considerada a distribuição espacial do fluxo neutrônico, sendo os fatores de fluxo considerados os mesmos em todo o comprimento do elemento combustível, o que não acontece de fato.

Dentro de um maior realismo, está sendo desenvolvido no Laboratório Nacional de Argonne, o AIRLOCA-3D que leva em conta o perfil axial da distribuição de fluxo, em torno do comprimento do elemento combustível. Esta outra versão inclusive leva em conta os cálculos de transferência de calor por condução a dissipadores externos de calor.

Desta maneira, devido à importância que o assunto merece, torna-se aconselhável que os presentes cálculos sejam refeitos utilizando-se o programa AIRLOCA-3D.

Dando continuidade ao estudo de uma possível ocorrência de um acidente de perda de refrigerante no reator IEA-R1, é conveniente que se analise as consequências radiológicas provenientes de tal acidente, a dispersão dos produtos radioativos provenientes do núcleo do reator, bem como a determinação da zona de exclusão e a de baixa população do reator IEA-R1.

Referências Bibliográficas

1. AMERICAN NUCLEAR SOCIETY. Proposed ANS standard decay energy release rates following shutdown of uranium-fueled thermal reactors. October, 1971; revised 1973; approved 1978. (ANS-5.1).
2. ARGONNE NATIONAL LABORATORY. U.S. Contributions to the IAEA guidebook on the safety and licencing aspects of research core conversions from HEU to LEU fuels. Argonne, Ill. Mar. 1981. Appendix A, Draft 2. (Performed by the Reduced Enrichment Research and Test Reactors (RERTR Program)).
3. BEALL, S.E. An experimental determination of fission product heating after shutdown of the Low Intensity Testing Reactor. Oak Ridge National Laboratory, Sep. 1951. (ORNL-1075).
4. BONILLA, C.F. ed. Nuclear engineering. New York, MacGraw-Hill, 1957.
5. CHAPMAN, A.J. Heat transfer. New York, MacMillan, 1974.
6. CHEUNG, Y.K. 3-D AIRLOCA, assessment calculation and sensitivity studies RERTR program. Argonne, Ill. Argonne National Lab., Dec. 1980.
7. CHEUNG, Y.K. & GLOVER, J. 3-D AIRLOCA, a computer program for core heating following LOCA in research and test reactors. Argonne, Ill. Argonne National Laboratory, Dec. 1980.
8. COX, J.A. & WEBSTER, C.C. Water-loss test at the Low Intensity Testing Reactor. Oak Ridge, Tn. Oak Ridge National Lab., Apr. 1969. (ORNL-TM-632).
9. DELENE, J.G. Shutdown heat generation. Nuclear safety, 5(1): 40-2, 1963.
10. EL-WAKIL, M.M. Nuclear heat transport. Scranton, International Textbook, 1971.
11. ENGLAND, T.R. & SCHENTER, R.E. ENDF/B-IV fission product files: summary of major nuclide data. Los Alamos, N. Mexico, Los Alamos Scientific Lab., Sep. 1975. (LA-6116-MS); (ENDF-223).

12. ETHERINGTON, H. ed. Nuclear engineering handbook. New York, McGraw Hill, 1972.
13. FARMER, F.R. ed. Nuclear reactor safety. New York, Academic, 1977.
14. FOUSHEE, F.C. Analysis of loss-of-coolant accident in the Rhode Island Nuclear Science Center Reactor. Final report. San Diego, Calif. Gulf General Atomic, Nov. 1980. (GA-A 16159).
15. GLASSTONE, S. & SESONSKE, A. Nuclear reactor engineering. New York, Van Nostrand, 1967.
16. HUNTER, H.F. & BALLOU, N.E. Fission-product decay rates. Nucleonics, 9(5): C1-C7, 1951.
17. INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. Research reactor core conversion from the use of highly enriched uranium to the use of low enriched fuels guidebook. Vienna, 1980 (IAEA-TECDOC-233).
18. KAPLAN, I. Nuclear physics. 2ed. Reading, Mass. Addison Wesley, 1972.
19. KAYS, W.M. & LONDON, A.C. Heat transfer and flow-friction characteristics of some compact heat exchanger surface. Pt. 1, 2. Trans. ASME, 72: 1075-97, 1950.
20. KNEZEVICH, M.; KATHREN, R.L.; HELFERICH, O.K.; KASE, K.R. Loss of water experiment at the Livermore pool type reactor. Livermore, Ca., California Univ., Lawrence Livermore Lab., Jan. 1964. (UCRL-7641).
21. LAMARSH, J.R. Introduction to nuclear engineering. Reading, Mass. Addison-Wesley, 1977.
22. Loss of coolant accident fission product decay heating with 200 gram  $U^{235}$  standard fuel elements during operation of the Ford Nuclear Reactor. Ann Arbor, Mich., Univ. of Michigan, Oct. 1977. (DOCKET-50-2).
23. LOTTES, P.A. Nuclear reactor heat transfer. Argonne, Ill., Argonne National Lab., Dec. 1961. (ANL-6469).

24. MARTIN, R.D. Modification of the Ford nuclear reactor for 10 megawatts operation. Ann Arbor, Mich., Univ. of Michigan, 1973. V. 1,2.
25. MATOS, J. E. Status of the reduced enrichment for research and test reactor program. Washington, D.C. Department of State, July 1982. (RERTR program).
26. McADAMS, W.H. Heat transfer. 3ed. New York, MacGraw-Hill, 1972.
27. MELLO, R.E.F. Estudo hidrotérmico do caroço do reator de piscina IEA-R1 com vistas ao aumento de potência. São Paulo, 1970. (Dissertação de Mestrado, Instituto de Energia Atômica).
28. MESTINIK, J. A distribuição espacial do fluxo de nêutrons no núcleo do reator IEA-R1 por meio de ativação de folhas de ouro. São Paulo, 1978. (Dissertação de Mestrado, Instituto de Energia Atômica). (IEA-DT-132).
29. MOTEFF, J. Fission product decay gamma energy spectrum. Cincinnati, Ohio, General Electric Co., 1953. (APEX-134).
30. NAZARÉ, S. Comunicação pessoal.
31. OJIMA, M.K. Cálculo dos principais parâmetros neutrônicos do reator de pesquisa IEA-R1. São Paulo, 1977. (Dissertação de Mestrado, Instituto de Energia Atômica).
32. PERKINS, J.F. & KING, R.W. Energy release from the decay of fission products. Nucl. Sci. Eng.; 3: 726-46, 1958.
33. PRAWITZ, J.; LOW, K.; BJONEERSTEDT, R. Gamma spectra of gross fission products from thermal reactors. In: UNITED NATIONS. Peaceful uses of atomic energy: proceedings of the 2nd conference...held in Geneva 1st -13 Sep. 1958. V.13. Reactor physics and economics. Geneva, 1958. p. 42-8.
34. RELATÓRIO de análise de segurança do IEA-R1 modificado. São Paulo, Instituto de Energia Atômica, 1974.
35. ROBERTSON, J.M. Hydrodynamics in theory and application. Englewood Cliffs, N.J. Prentice-Hall, 1976.

36. ROHSENOW, W.M. Heat mass and momentum transfer. New York, McGraw Hill, 1976.
37. ROHSENOW, W.M. & HARTNETT, J.P. Handbook of heat transfer. New York, MacGraw-Hill, 1975.
38. SCHROCK, V.E. Status of development of the decay heat standard ANS 5.1 Berkeley, Ca., Univ. of California, 1977.
39. SHURE, K. Fission product decay energy. Pittsburg, Pa., Bettis Atomic Power Lab., 1961. (WAPD-BT-24).
40. SHURE, K. U-235 fission product decay energy. Pittsburgh, Pa., Bettis Atomic Power Lab., 1972. (WAPD-TM-1119).
41. STEHN, J.R. & CLANCY, E.F. Fission product radioactivity and heat generation. In: UNITED NATIONS. Peaceful uses of atomic energy : proceedings of the 2nd international conference...held in Geneva, 1st-13 Sep. 1958. V.13. Reactor physics and economics. Geneva, 1958. p.49-54.
42. TRAVELLI, A. Progress and projections of the US RERTR program. An overview. INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. Research reactors operation and use: seminar held in Jülich, West Germany, Sep. 14-18, 1981.(IAEA-SR-77/22). (preprint).
43. WAY, K. & WIGNER, E.P. The rate of decay of fission products. Phys.Rev., 73:1318-1330, 1948.
44. WEAST, R.C. ed. Handbook of chemistry and physics. 58ed., Cleveland, Ohio, The Chemical Rubber, 1978.
45. WETT, J.F. Surface temperature of irradiated ORR fuel elements cooled in stagnant air. Oak Ridge, Tn., Oak Ridge National Lab., Apr. 1969. (ORNL-2892).