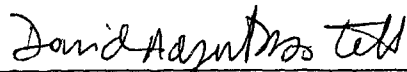


ANÁLISE DE UM ACIDENTE HIPOTÉTICO DE PERDA  
DE VAZÃO FORÇADA EM UM REATOR TIPO LMFBR

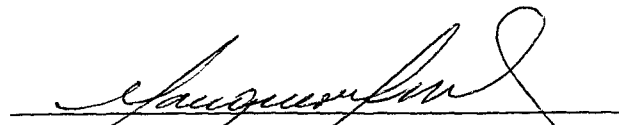
Maria de Lourdes Moreira


TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS PROGRA-  
MAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL  
DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PA  
RA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS (M. Sc.) EM EN  
GENHARIA NUCLEAR

Aprovada por:



DAVID ADJUTO BOTELHO  
(PRESIDENTE)

  
ANTONIO CARLOS MARQUES ALVIM

  
LUIZ FERNANDO SETXAS DE OLIVEIRA

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

OUTUBRO DE 1985

T  
0555  
MORE

MOREIRA, MARIA DE LOURDES

Análise de um acidente hipotético de perda de vazão forçada em um reator tipo LMFBR

Rio de Janeiro 1985

viii, 130 p. 29,7 cm (COPPE-UFRJ, M.Sc, Engenharia Nuclear, 1985)

Tese - Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

I - Segurança de reator I. COPPE/UFRJ  
II, Título (série).

Aos meus pais, pelo incentivo  
e força neste trabalho.

A G R A D E C I M E N T O S

Agradeço a David Adjuto Botelho pela orientação, sug  
estões e incentivos ao longo de todo o trabalho.

Aos professores Antonio Carlos Marques Alvim e Luiz  
Fernando Seixas de Oliveira pela participação na Banca de Exami  
nadores.

Ao pessoal do Grupo de Acidentes de Reatores do Insti  
tuto de Engenharia Nuclear, pelo apoio e ajuda para realizaçã  
o deste trabalho.

A todo o Pessoal do IEN, pelo apoio para a execuçã  
o deste trabalho.

A todo o pessoal da COPPE, que contribuíram para a re  
alizaçã  
o deste trabalho.

Finalmente, a Genice Candida Paraguassū, pela apresen  
taçã  
o deste trabalho.

Resumo da Tese Apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

ANÁLISE DE UM ACIDENTE HIPOTÉTICO DE PERDA  
DE VAZÃO FORÇADA EM UM REATOR TIPO LMFBR

Maria de Lourdes Moreira

Outubro de 1985

Orientador: David Adjuto Botelho

Programa: Engenharia Nuclear

Este trabalho utiliza um modelo de cálculo para se analisar um acidente hipotético de perda total de vazão forçada no vaso de um reator.

São analisadas cinco fases do acidente: Circulação Natural, Ebulição Subresfriada, Ebulição Nucleada, Secagem do Núcleo e Derretimento do Revestimento.

A difusão radial de calor no combustível, revestimento, canal médio de refrigeração do núcleo e câmaras superior e inferior é representada por um modelo de parâmetros concentrados.

Os cálculos foram efetuados utilizando-se dados de um protótipo de reator LMFBR.

Abstract of thesis presented to COPPE/UFRJ as partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.).

ANALYSIS OF A POSTULATED ACCIDENT SCENARIO  
INVOLVING LOSS OF FORCED FLOW IN A LMFBR

Maria de Lourdes Moreira

Outubro de 1985

Chairman: David Adjuto Botelho

Department: Nuclear Engineering

This report uses a model to analyse a postulated accident scenario involving loss of forced flow in the reactor vessel of a LMFBR.

Five phases of the accident are analysed: Natural Circulation, Subcooled Boiling, Nucleate Boiling, Core Dryout and Cladding melt.

The heat conduction in the fuel, cladding, coolant and lower and upper plenum are calculated by a lump-parameter model.

Physical data of a prototype LMFBR reactor were used for the calculation.

Í N D I C E

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO		Pag.
I.1.	Considerações Gerais -----	1
I.2.	Descrição do Acidente Analisado -----	4
I.3.	Tipo do Reator Utilizado -----	5
I.4.	Objetivo e Disposição Geral -----	7
CAPÍTULO II - FUNDAMENTOS TEÓRICOS		
II.1.	Introdução -----	8
II.2.	Circulação Natural -----	9
II.2.1.	Cálculo da Distribuição de Temperatura no Núcleo do Reator -----	10
II.2.2.	Distribuição de Temperatura no Vaso do Reator -----	16
II.2.3.	Cálculo da Vazão de Recirculação do Sódio -----	18
II.2.4.	Cálculo da Fonte de Calor -----	28
II.3.	Ebulição Subresfriada -----	29
II.3.1.	Cálculo da Temperatura Limite do Início do Período de Ebulição Subresfriada -----	30
II.4.	Ebulição Nucleada -----	32
II.4.1.	Distribuição de Temperatura no Núcleo e no Vaso do Reator -----	33
II.4.2.	Cálculo da Vazão de Recirculação -----	33
II.4.3.	Cálculo do Volume de Vapor -----	41
II.5.	Secagem do Núcleo -----	42
II.5.1.	Distribuição de Temperatura no Núcleo -----	43
II.5.2.	Cálculo da Interface Líquido - Vapor e da Velocidade do Vapor -----	45
II.6.	Fusão do Revestimento -----	47

II.6.1.	Cálculo da Quantidade de Revestimento Fundido -----	47	
CAPÍTULO III - MÉTODOS NUMÉRICOS			
III.1.	Introdução -----	50	
III.2.	Circulação Natural e Ebulição Subresfriada -----	50	
III.3.	Ebulição Nucleada -----	54	
III.3.1.	Distribuição de Temperatura no Reator -----	54	
III.4.	Secagem do Núcleo e Fusão do Revestimento -----	57	
III.4.1.	Distribuição de Temperatura no Combustível e Revestimento -----	58	
III.4.2.	Distribuição de Temperatura do Vapor de Sódio -----	75	
III.4.3.	Cálculo da Massa de Revestimento Fundido -----	78	
CAPÍTULO IV - RESULTADOS E CONCLUSÕES			
IV.1.	Introdução -----	79	
IV.2.	Apresentação dos Resultados -----	79	
IV.3.	Discussão dos Resultados -----	99	
IV.4.	Conclusão -----	105	
NOMENCLATURA -----		107	
REFERÊNCIAS -----		111	
APÊNDICE A - Funções Matemáticas de Propriedades Térmicas e Coeficientes de Transferência de Calor -----			114



APÊNDICE B - Cálculo da Massa de Sódio no Núcleo do Reator -----	118
APÊNDICE C - Estimativa do Período de Ebulição Nucleada -----	121
APÊNDICE D - Vazão de Circulação do Sódio para o Período de Circulação Natural -----	123
APÊNDICE E - Distribuição axial da Potência no Núcleo do Reator -----	130

## C A P Í T U L O I

### INTRODUÇÃO

#### I.1. Considerações Gerais

O desenvolvimento de reatores rápidos tipo LMFBR (Liquid Metal Fast Breeder Reactor) para geração de energia elétrica contém grande área de pesquisas em disciplinas teóricas e experimentais. Dessa forma, esse desenvolvimento não deve comprometer a saúde e segurança pública e um estudo de todos os eventos fora do normal que possam acontecer e suas consequências deve ser realizado.

Uma das preocupações mais genéricas, com acidentes catastróficos em reatores tipo LMFBR, é o fato do combustível não estar em configuração de máxima reatividade, e também o fato de que um eventual acidente de perda de refrigeração pode provocar um grande incremento de reatividade.

Embora esse tipo de reator trabalhe com uma pressão próxima a pressão atmosférica e com tanques de paredes duplas, a fuga de sódio não é um evento impossível o que poderia provocar grandes explosões. Logo o sistema metálico de contenção, exige condições técnicas bem diferentes do de um reator térmico tipo PWR ou BWR.

Os estudos realizados para se analisar a segurança de reatores rápidos, estão geralmente concentrados com dois tipos de acidentes mais limitantes<sup>(1)</sup>.

LOF - perda de vazão de arrefecimento com falha de desligamento do reator.

TOP - transiente de extra-potência, com que a constante de multiplicação e a potência do reator aumentam rapidamente em um tempo relativamente curto comparado com as constantes de tempo termohidráulicas.

A análise desses acidentes e suas consequências, em termos de quantidade de combustível danificado e potencial de re criticalidade, dependem da sequência do acidente e do movimento e distribuição de combustível fundido no vaso do reator.

No acidente tipo LOF, a potência permanece próxima a potência nominal até que sejam inseridas as barras de controle. Uma pequena variação de reatividade é observada, devido à perda de sódio, expansão térmica do combustível e revestimento, variação na densidade do sódio e realimentação Doppler.

O aquecimento gradual do combustível, revestimento e refrigerante provocam incrementos na reatividade e na potência do reator. Pode ocorrer a fusão do revestimento provocando maior aumento na reatividade e potência, sendo provável também a fusão do combustível. No entanto, não ocorre deslocamento de massa fundida, já que devido a evaporação do refrigerante não há interação deste com o combustível. Portanto, o único mecanismo natural de desligamento neutrônico, que se pode contar, é a ação dos gases de fissão, que removem algum combustível, embora não seja na mesma proporção caso houvesse interação combustível-sódio. O combustível e o revestimento poderiam atingir altas temperaturas de vaporização, embora alguns testes experimentais indiquem completa remoção desses materiais pelos gases de fissão, antes que isso aconteça.

Uma outra possibilidade é a ocorrência de uma fase de transição, em que combustível e aço fundidos movem-se para fora da região do núcleo ativo, congelando-se próximo da fronteira axial do núcleo. Assim, seria bloqueada a remoção de material de grande número de elementos combustíveis, fazendo com que a maior parte do núcleo mantenha seu arranjo geométrico original e impossibilitando grandes incrementos de reatividade.

Entretanto, se o desenvolvimento do acidente for tal que ocorra fusão do revestimento, quando ainda estiver presente grande quantidade de sódio líquido, pode ocorrer o colapso ou queda do combustível para a região inferior do vaso do reator. Isso resultaria numa grande inserção de reatividade, o que provocaria explosões de alta potência.

No acidente tipo TOP é provável que o combustível seja aquecido até o ponto de fusão, enquanto que o revestimento permanece relativamente frio, a expansão do combustível pode provocar ruptura do revestimento por ação térmica e mecânica e o escoamento do combustível para o interior do sódio provoca alta pressurização local e expulsão do sódio.

De uma análise neutrônica espacial do núcleo pode resultar que a reatividade negativa, de saída de combustível e sódio, seja maior que a reatividade positiva de perda de sódio. Portanto, é possível que o reator fique neutrônicamente desligado, e provavelmente continue podendo ser refrigerado.

Pode-se também imaginar, um acidente de extra-potência (TOP) provocado pela perda de vazão (LOF)<sup>(1)</sup>. Nesse caso, se a dispersão do combustível fundido pela ação dos gases de fissão e do vapor de sódio não for suficientemente rápida, pode-se atingir condições de potência adicional de tal valor, que outros combustíveis, imersos em canais ainda contendo sódio (devido a uma menor fração de potência), venham a fundir de modo semelhante ao que acontece em acidentes tipo TOP.

Deve-se salientar, no entanto, que a destruição do núcleo não está limitada a esses dois tipos de acidentes. Outras sequências de acidentes que levam a recriticalidade também podem ocorrer. No caso mais comum, de desligamento do reator pela ação de barras absorvedoras de nêutrons, quando ocorrem situações de perigo na central nuclear, existe potencial para falhas no combustível. Se a capacidade de remoção do calor armazenado e do calor de decaimento dos produtos de fissão ficar prejudicada, o aquecimento gradual do combustível, revestimento e sódio podem levar a acidentes de recriticalidade. Uma possibilidade é a saída (queda) das barras de controle do núcleo ativo pela falha térmica de seu suporte mecânico e também o colapso do combustível devido a uma falha termo-mecânico do revestimento.

## I.2. Descrição do Acidente Analisado

Dentre várias sequências prováveis de acidentes, a sequência de eventos postulados do acidente a ser analisado neste trabalho foi a seguinte<sup>(2,3)</sup>.

1 - Ruptura repentina de todas as tubulações conectadas ao vaso do reator;

2 - Queda do nível de sódio para o ponto de localização da ruptura;

3 - Desligamento do reator, redução instantânea da potência e sua variação subsequente de acordo com uma lei de decaimento de produtos de fissão;

4 - Estabelecimento de um regime de circulação natural de sódio entre as câmaras plenas superior e inferior do vaso do reator pela ação do empuxo térmico (diferença de densidade) e forças gravitacionais;

5 - Aumento da temperatura do revestimento provocado pela diferença entre os fluxos de calor recebido do combustível e retirado pelo escoamento do sódio;

6 - Ebulição sub-resfriada do sódio, quando o revestimento atinge a temperatura de ebulição inicial de sódio. Durante esta fase não se perde sódio do vaso, pois as bolhas de vapor formadas na parede condensam no interior do sódio líquido;

7 - Ebulição nucleada do sódio, quando a temperatura na câmara superior atinge a temperatura de ebulição do sódio. Nesta fase, o nível de sódio no núcleo do reator começa a diminuir, já que sódio é perdido sob a forma de vapor.

8 - Remodelagem do núcleo quando o nível de sódio líquido no reator atingir o topo do núcleo. A partir deste momento, deve ser considerada a distribuição axial de potência no núcleo.

9 - Aumento da temperatura do revestimento, uma vez que a parte de cima do revestimento está sendo refrigerada por vapor de sódio;

10 - Derretimento do revestimento quando este atingir a sua temperatura de fusão.

Quando o derretimento do revestimento ocorre, é importante que se faça uma análise para saber onde o aço irá dispersar-se. Isto é feito analisando-se a velocidade do vapor de sódio. Em caso da velocidade não ser suficiente para carregar o revestimento derretido, ele irá se depositar no fundo do reator, bloqueando o escoamento de sódio na câmara inferior.

### I.3. Tipo do Reator Utilizado

No presente estudo, todos os cálculos executados foram baseados em dados do Chinch River Breeder Reactor (CRBR)<sup>(4)</sup>. Este reator possui um sistema de transferência de calor tipo "loop", no qual uma ruptura repentina de todas as tubulações de saída e entrada no reator iria causar sérios efeitos na refrigeração. No entanto, todas as equações desenvolvidas são gerais, de maneira a tornar este estudo aplicável a outros reatores similares.

No modelo físico adotado supõe-se que o reator possa ser representado de forma aproximada, por três regiões isoladas transferindo entre si massa, energia e quantidade de movimento. O núcleo do reator é representado pelo canal médio equivalente de uma vareta combustível. Isto significa que todas as varetas de combustível têm o mesmo comportamento.

A figura (I.3.1) representa esquematicamente o vaso do reator, indicando a trajetória de convecção do fluido refrigerante.

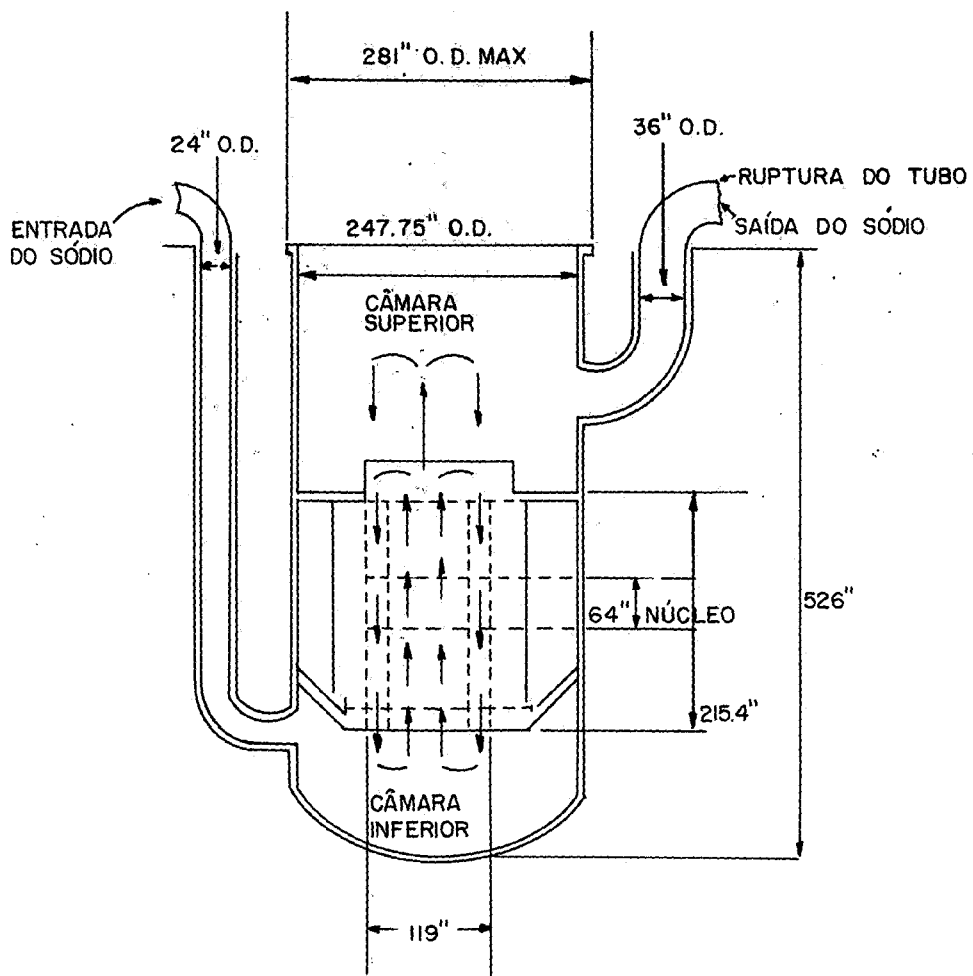


FIG.I.3.1 - VASO DO REATOR E TRAJETÓRIA DE CONVECÇÃO NATURAL DO FLUÍDO REFRIGERANTE

#### I.4. Objetivo e Disposição Geral

Um dos objetivos desta tese é o desenvolvimento, de um modelo de cálculo para, através da análise de um acidente de perda total de vazão forçada no vaso de um reator LMFBR, efetuar estudos paramétricos e dimensionar o volume de sódio no vaso do reator, de forma a evitar sua total evaporação.

Um segundo objetivo, é o de elaborar um programa digital para realização eficiente de cálculos que forneça como resultados, parâmetros importantes que possam sugerir modificações nos dados do projeto de forma a dificultar uma eventual fusão do núcleo.

Este trabalho está dividido em quatro capítulos. Depois deste capítulo introdutório, é mostrado o modelo analítico desenvolvido, baseado no modelo de Tong<sup>(5)</sup>, de parâmetros concentrados, para o cálculo da difusão radial do calor no combustível, revestimento, canal médio de refrigeração do núcleo e câmaras superior e inferior. No capítulo III são mostrados os métodos numéricos utilizados para a resolução das equações dispostas no capítulo II. No capítulo IV, os resultados obtidos e os dados utilizados para obtê-los, estão mostrados em gráficos e tabelas. O capítulo IV mostra as conclusões gerais e sugestões para trabalhos futuros. Depois do capítulo IV são apresentadas as referências e os apêndices A e B com as funções matemáticas de propriedades térmicas e o cálculo da massa total de sódio no núcleo do reator. No apêndice C é apresentada uma estimativa do período de ebulição nucleada.



## C A P Í T U L O II

### FUNDAMENTOS TEÓRICOS

#### II.1. Introdução

Este capítulo é subdividido em cinco partes, de acordo com a sequência de eventos postulados do acidente descrita na seção I.2. As cinco fases são:

- 1 - Circulação Natural
- 2 - Ebulição sub-resfriada
- 3 - Ebulição Nucleada
- 4 - Secagem do Núcleo
- 5 - Fusão do Revestimento

Os modelos matemáticos de balanços de massa, força e energia serão tratados de acordo com o fenômeno físico que estiver ocorrendo em cada uma das fases.

O reator é representado por três regiões axiais como mostra a figura (I.3.1).

As regiões axiais são:

- câmara inferior
- núcleo do reator
- câmara superior

O núcleo do reator é dividido em três regiões:

- Região 1 - pastilha combustível de óxido mixto (U/Pu)
- Região 2 - revestimento metálico de aço (SS-316)
- Região 3 - refrigerante (sódio)

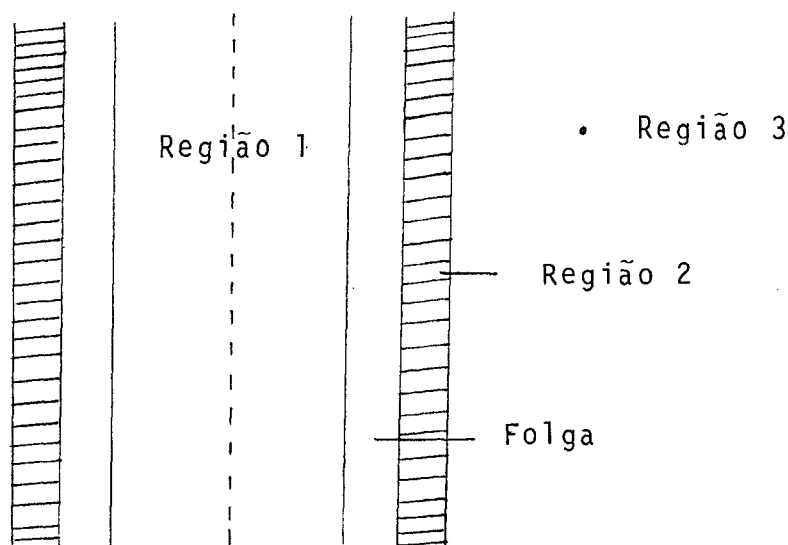


Figura II.1.1. Três regiões principais do canal equivalente.

## II.2. Circulação Natural

Após a ruptura repentina de todas as tubulações conectadas ao vaso do reator, um regime de circulação natural é estabelecido a medida que o sódio quente sobe para a câmara superior e é substituído pelo sódio da câmara inferior. A trajetória da circulação natural completa-se pela descida do fluido refrigerante através das regiões férteis radiais.

A distribuição de temperatura no reator é calculada utilizando-se o modelo de Tong<sup>(5)</sup>, de parâmetros concentrados, e fazendo-se um simples balanço de energia.

Para se calcular a potência gerada no combustível após o desligamento do reator, foi utilizada uma curva de potência de decaimento desenvolvida pela Sociedade Nuclear Americana<sup>(6)</sup>.

A vazão de recirculação no vaso do reator é calculada a partir da equação de energia mecânica por unidade de massa.

II.2.1. Cálculo da distribuição de temperatura no núcleo do reator.

A difusão radial de calor em uma vareta combustível cilíndrica é governada pela equação diferencial abaixo<sup>(19)</sup>.

$$\rho(T)cp(T) \frac{\partial T(r,t)}{\partial t} = q'''(r,t) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r K(T) \frac{\partial T(r,t)}{\partial r} \right] \quad (\text{II.2.1})$$

sendo<sup>(7)</sup>

$$\left( \frac{\partial T(r,t)}{\partial r} \right)_{r=0} = \text{finito} \quad (\text{II.2.2})$$

$$\left( K_2 \frac{\partial T(r,t)}{\partial r} \right)_{r=R_2} \cong h_3 \left[ T_2(t) - T_3(t) \right] \quad (\text{II.2.3})$$

$$q'''(r,t) = 0 \text{ para } r > R_1$$

onde

$R_1$  - raio da pastilha combustível

$R_2$  - raio externo da vareta de revestimento

$q'''(r,t)$  - calor gerado no combustível por unidade de volume

$T_2(t)$  - temperatura média do revestimento

$T_3(t)$  - temperatura média do fluido refrigerante

$h_3$  - coeficiente de transferência de calor do revestimento para o sódio (Apêndice A)

Integrando-se a equação (II.2.1) no volume da pastilha de combustível tem-se:

$$\rho_1 cp_1 \frac{\partial}{\partial t} \int_0^{R_1} T(r,t) 2\pi r dr = \int_0^{R_1} q'''(r,t) 2\pi r dr + \int_0^{R_1} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r K(T) \frac{\partial T(r,t)}{\partial r} \right] 2\pi r dr \quad (\text{II.2.4})$$

Definindo-se

$$T_1(t) = \frac{1}{\pi R_1^2} \int_0^{R_1} T(r,t) 2\pi r dr \quad (\text{II.2.5})$$

$$q'(t) = \int_0^{R_1} q''(r,t) 2\pi r dr \quad (\text{II.2.6})$$

Escreve-se

$$\pi R_1^2 \rho_1 c p_1 \frac{dT_1(t)}{dt} = q'(t) + 2\pi \left[ r K(t) \frac{\partial T(r,t)}{\partial r} \right]_{r=R_1} \quad (\text{II.2.7})$$

Pode-se calcular a segunda parcela da direita, admitindo-se um perfil de temperatura dada por:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ K(T)r \frac{\partial T(r,t)}{\partial r} \right] + \frac{q'(0)}{\pi R_1^2} = 0 \quad (\text{II.2.8})$$

Integrando-se tem-se:

$$\int_0^r \frac{\partial}{\partial r} \left[ K(T)r \frac{\partial T(r,t)}{\partial r} \right] dr + \frac{q'(0)}{\pi R_1^2} \int_0^r r dr = 0 \quad (\text{II.2.9})$$

$$K(T)r \frac{\partial T(r,t)}{\partial r} = - \frac{q'(0)}{2\pi} \times \frac{r^2}{R_1^2} \quad (\text{II.2.10})$$

Integrando-se a equação (II.2.10)

$$T(R_1, t) \int_r^{R_1} K(T) \frac{\partial T(r,t)}{\partial r} = \int_r^{R_1} - \frac{q'(0)}{2\pi R_1^2} r dr \quad (\text{II.2.11})$$

$T(R_1, t)$

$$\int_{T(r,t)}^{T(R_1,t)} K(T) \partial T(r,t) = - \frac{q'(0)}{2\pi R_1^2} \left. \frac{r^2}{2} \right|_r^{R_1} \quad (\text{II.2.12})$$

onde

$T(R_1,t)$  - temperatura na superfície do combustível

sendo

$$K_1 = K(T_1)$$

e admitindo-se

$$\int_{T(r,t)}^{T(R_1,t)} K(T) \partial T(r,t) \cong K_1 \left[ T(R_1,t) - T(r,t) \right] \quad (\text{II.2.13})$$

Substituindo a equação (II.2.13) em (II.2.12), tem-se:

$$K_1 \left[ T(R_1,t) - T(r,t) \right] = - \frac{q'(0)}{4\pi} + \frac{q'(0)}{4\pi} \frac{r^2}{R_1^2} \quad (\text{II.2.14})$$

Rearranjando a equação (II.2.14), tem-se

$$K_1 \left[ T(r,t) - T(R_1,t) \right] = \frac{q'(0)}{4\pi} \left( 1 - \frac{r^2}{R_1^2} \right) \quad (\text{II.2.15})$$

Logo

$$T(r,t) = T(R_1,t) + \frac{q'(0)}{4\pi K_1} \left( 1 - \frac{r^2}{R_1^2} \right) \quad (\text{II.2.16})$$

Substituindo-se a equação (II.2.16) em (II.2.5) obtem-se:

$$T_1(t) = \frac{1}{\pi R_1^2} \int_0^{R_1} \left( T(R_1,t) + \frac{q'(0)}{4\pi K_1} \left( 1 - \frac{r^2}{R_1^2} \right) \right) 2\pi r \, dr \quad (\text{II.2.17})$$

$$T_1(t) = \frac{T(R_1, t)}{\pi R_1^2} \frac{2\pi R_1^2}{2} + \frac{q'(0)}{4\pi K_1} \frac{2\pi R_1^2}{2} - \frac{q'(0)}{4\pi K_1} \frac{2\pi R_1^4}{4} \quad (\text{II.2.18})$$

$$T_1(t) = T(R_1, t) + \frac{q'(0)}{8\pi K_1} \quad (\text{II.2.19})$$

$$q'(0) = 8\pi K_1 (T_1(t) - T(R_1, t)) \quad (\text{II.2.20})$$

Substituindo a equação (II.2.20) na equação (II.2.10), tem-se

$$2\pi \left[ K(T)r \frac{\partial T(r, t)}{\partial r} \right]_{r=R_1} = - 8\pi K_1 (T_1(t) - T(R_1, t)) \quad (\text{II.2.21})$$

Substituindo na equação (II.2.27), tem-se:

$$\pi R_1^2 \rho_1 c_{p1} \frac{dT_1(t)}{dt} = q'(t) - 8\pi K_1 (T_1(t) - T(R_1, t)) \quad (\text{II.2.22})$$

onde

$T_1(t)$  - temperatura média do combustível

$T(R_1, t)$  - temperatura na superfície da pastilha combustível

$\rho_1$  - densidade do óxido misto de U/Pu

$c_{p1}$  - calor específico do óxido misto

$K_1$  - condutividade térmica do óxido misto

Para eliminar  $T(R_1, t)$  da equação (II.2.22) supõe-se que:

$$8\pi K_1 (T_1(t) - T(R_1, t)) \cong 2\pi R_3 h_g (T(R_1, t) - T_2(t)) \quad (\text{II.2.23})$$

onde

$R_3$  - raio interno da vareta de revestimento

$h_g$  - condutância térmica do "gap"

Da equação (II.2.23) obtem-se:

$$8\pi K_1 (T_1(t) - T(R_1, t)) = \frac{(8\pi K_1 \times 2\pi R_3 h_g)}{(8\pi K_1 + 2\pi R_3 h_g)} (T_1(t) - T_2(t)) \quad (\text{II.2.24})$$

Substituindo a equação (II.2.24) na equação (II.2.22) tem-se:

$$\pi R_1^2 \rho_1 c p_1 \frac{dT_1(t)}{dt} = q'(t) - \frac{T_1(t) - T_2(t)}{E'1} \quad (\text{II.2.25})$$

onde

$$E'1 = \frac{1}{8\pi K_1} + \frac{1}{2\pi R_3 h_g} \quad (\text{II.2.26})$$

Integrando-se a equação (II.2.1) no volume da vareta de revestimento, obtem-se:

$$\rho_2 c p_2 \frac{\partial}{\partial t} \int_{R_3}^{R_2} T(r, t) 2\pi r \, dr = \int_{R_3}^{R_2} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r K(T) \frac{\partial T(r, t)}{\partial r} \right] 2\pi r \, dr \quad (\text{II.2.27})$$

Definindo-se

$$T_2(t) = \frac{1}{\pi(R_2^2 - R_3^2)} \int_{R_3}^{R_2} T(r, t) 2\pi r \, dr \quad (\text{II.2.28})$$

Logo

$$\pi(R_2^2 - R_3^2) \rho_2 c p_2 \frac{dT_2(t)}{dt} = - \left[ 2\pi r K_2 \frac{\partial T(r, t)}{\partial r} \right]_{R_3} - \left[ - 2\pi r K_2 \frac{\partial T(r, t)}{\partial r} \right]_{R_2} \quad (\text{II.2.29})$$

sendo

$$\left[ - 2\pi r K_2 \frac{\partial T(r, t)}{\partial r} \right]_{R_3} \cong 2\pi R_3 h_g (T(R_1, t) - T_2(t)) \quad (\text{II.2.30})$$

Substituindo as equações (II.2.3) e (II.2.30) na equação (II.2.29)

$$\pi(R_2^2 - R_3^2)\rho_2 c p_2 \frac{dT_2(t)}{dt} = 2\pi R_3 h_g (T(R_1, t) - T_2(t)) - 2\pi R_2 h_3 (T_2(t) - T_3(t)) \quad (\text{II.2.31})$$

Eliminando-se  $T(R_1, t)$  com a equação (II.2.23) tem-se:

$$\pi(R_2^2 - R_3^2)\rho_2 c p_2 \frac{dT_2(t)}{dt} = \frac{T_1(t) - T_2(t)}{E'1} - \frac{T_2(t) - T_3(t)}{E'2} \quad (\text{II.2.32})$$

onde

$$E'2 = \frac{1}{2\pi R_2 h_3} \quad (\text{II.2.33})$$

onde

$\rho_3$  - densidade do aço SS-316

$cp_2$  - calor específico do aço SS-316

Para o cálculo da distribuição de temperatura no fluido refrigerante admite-se o seguinte balanço de energia.

$$M_s c p_3 \frac{dT_3(t)}{dt} = 2\pi R_2 h_3 L_1 N (T_2(t) - T_3(t)) - \dot{m}_3 c p_3 (T_7(t) - T_6(t)) \quad (\text{II.2.34})$$

onde

$M_s$  - massa de sódio no núcleo (Apêndice B)

$cp_3$  - calor específico do sódio

$L_1$  - comprimento da pilha de pastilhas combustíveis

$N$  - número total de varetas combustíveis no núcleo ativo

$\dot{m}_3$  - vazão de recirculação do sódio

$T_7(t)$  - temperatura de saída do refrigerante do núcleo do reator

$T_6(t)$  - temperatura de entrada do refrigerante no núcleo do reator

Logo com as equações (II.2.25), (II.2.32) e (II.2.34)



a distribuição de temperatura no combustível, revestimento e refrigerante são dadas por:

$$C1 \frac{dT_1(t)}{dt} = \dot{q}(t) - \frac{T_1(t) - T_2(t)}{E1} \quad (II.2.35)$$

$$C2 \frac{dT_2(t)}{dt} = \frac{T_1(t) - T_2(t)}{E1} - \frac{T_2(t) - T_3(t)}{E2} \quad (II.2.36)$$

$$C3 \frac{dT_3(t)}{dt} = \frac{T_2(t) - T_3(t)}{E2} - \frac{T_7(t) - T_6(t)}{E3} \quad (II.2.37)$$

onde

$$C1 = (\pi R_1^2 L_1 \rho_1 cp_1) N$$

$$C2 = (\pi (R_2^2 - R_3^2) L_2 \rho_2 cp_2) N$$

$$C3 = M_s cp_3$$

$$E1 = E0 + (8\pi K_1 L_1 N)^{-1}$$

$$E0 = (2\pi R_3 h_g L_1 N)^{-1}$$

$$E2 = (2\pi R_2 L_1 h_3 N)^{-1}$$

$$E3 = (\dot{m}_3 cp_3)^{-1}$$

$\dot{q}(t)$  - potência térmica gerada

$L_2$  - comprimento da vareta de revestimento

### II.2.2. Distribuição de Temperatura no Vaso do Reator

As temperaturas nas câmaras superior e inferior são calculados pelos seguintes balanços de energia <sup>(3)</sup>.

$$(VU_3 \rho_3 cp_3 + VU_2 \rho_2 cp_3) \frac{dT_4(t)}{dt} = \dot{m}_3 cp_3 (T_7(t) - T_4(t)) \quad (II.2.38)$$

$$(VL_3 \rho_3 cp_3 + VL_2 \rho_2 cp_2) \frac{dT_5(t)}{dt} = \dot{m}_3 cp_3 (T_4(t) - T_5(t)) \quad (II.2.39)$$

sendo

$VU_3$  - volume de sódio na câmara superior

$VU_2$  - volume de aço na câmara superior

$VL_3$  - volume de sódio na câmara inferior

$VL_2$  - volume de aço na câmara inferior

$T_4(t)$  - temperatura do sódio na câmara superior

$T_5(t)$  - temperatura do sódio na câmara inferior

$\rho_3$  - densidade de sódio líquido

Rearranjando as equações (II.2.38) e (II.2.39), obtem-se:

$$C4 \frac{dT_4}{dt} = \frac{T_7(t) - T_4(t)}{E_3} \quad (II.2.40)$$

$$C5 \frac{dT_5}{dt} = \frac{T_4(t) - T_5(t)}{E_3} \quad (II.2.41)$$

onde

$$C4 = VU_3 \rho_3 cp_3 + VU_2 \rho_2 cp_2$$

$$C5 = VL_3 \rho_3 cp_3 + VL_2 \rho_2 cp_2$$

Para o cálculo da temperatura de saída do núcleo admi-te-se um perfil axial linear entre as temperaturas de entrada e saída do sódio, devido a uma transferência gradual de calor ao longo do comprimento do combustível.

Portanto

$$T_3(t) = \frac{T_6(t) + T_7(t)}{2} \quad (II.2.42)$$

$$T_7(t) = 2 T_3(t) - T_6(t)$$

Quando a temperatura de saída do núcleo atingir a temperatura de saturação do sódio a temperatura média do refrigerante passa a ser calculada pela equação (II.2.42). Admite-se também que as

temperaturas na câmara inferior e na entrada do núcleo sejam iguais

$$T_6(t) = T_5(t) \quad (\text{II.2.43})$$

Logo com as equações (II.2.35), (II.2.36), (II.2.37), (II.2.40) (II.2.41), (II.2.42) e (II.2.43), podemos obter todas as distribuições de temperaturas desejadas.

### II.2.3. Cálculo da Vazão de Recirculação do Sódio

A vazão de recirculação do sódio pode ser obtida a partir da equação de energia mecânica por unidade de massa<sup>(8)</sup>.

$$gdz + vdp + udu + f \frac{dz}{De} \times \frac{u^2}{2} = 0 \quad (\text{II.2.44})$$

onde

u - velocidade

v - volume específico

f - fator de atrito

De - diâmetro equivalente do canal equivalente

g - aceleração de gravidade

p - pressão

z - altura

$$\text{Sabe-se que } u = \frac{\dot{m}}{\bar{A}} v = G v \quad (\text{II.2.45})$$

onde

$\dot{m}$  - vazão mássica

$\bar{A}$  - área da seção transversal de canal equivalente

G - vazão por unidade de área

Representando-se o complexo escoamento do sódio (que passa por canais paralelos no núcleo e nos refletores axial e radial, havendo também efeitos multidimensionais nas câmaras superior e inferior), através de canais equivalentes, em série com área da seção transversal ( $\bar{A}$ ) constante, tem-se:

$$du = Gdv \quad (\text{II.2.46})$$

e da equação (II.2.44) temos:

$$- dp = \rho g dz + G^2 \left[ dv + \frac{f}{2De} v dz \right] \quad (II.2.47)$$

Integrando-se a equação (II.2.47), tem-se:

$$- \int_{P_0}^{P_1} dp = g \int_{z_0}^{z_1} \rho(z) dz + G^2 \left( \int_{1/\rho_0}^{1/\rho_1} d\left(\frac{1}{\rho}\right) + \int_{z_0}^{z_1} \frac{f}{2De} \frac{dz}{\rho} \right) \quad (II.2.48)$$

Incluindo-se efeitos multidimensionais (expansões, contrações, mudanças de direção do fluido), tem-se

$$P_0 - P_1 = g \int_{z_0}^{z_1} \rho(z) dz + G^2 \left[ \frac{1}{\rho_1} - \frac{1}{\rho_0} + \left( f \frac{L}{De} + K \right) \frac{1}{2L} \int_{z_0}^{z_1} \frac{dz}{\rho(z)} \right] \quad (II.2.49)$$

A parcela do empuxo pode ser calculada se for conhecida a densidade do sódio em função de Z.

A densidade depende diretamente da temperatura do fluido, que por sua vez varia com a distribuição axial do fluxo de calor.

Para o sódio, pode-se representar com boa aproximação, a densidade como função linear da entalpia<sup>(9)</sup> por:

$$\rho(\text{g/cm}^3) = C_0 - C_1 h \quad (II.2.50)$$

onde

$$C_0 \approx 1,0134 \text{ g/cm}^3 \quad (II.2.51)$$

$$C_1 \approx 1,78 \times 10^{-11} (\text{g/cm}^3)/(\text{erg/g})$$

Logo utilizando-se a equação (II.2.50) pode-se integrar a distribuição de densidade em função de Z, para uma determinada distribuição axial do fluxo de calor.

Para fluxo de calor cossenoidal, tem-se aproximadamente

$$h(z) \approx h_0 + \frac{\Delta h}{2} \left( 1 - \cos \frac{\pi z}{L} \right) \quad (\text{II.2.52})$$

Portanto

$$\int_0^L h(z) dz = h_0 L + \frac{\Delta h}{2} \left( L - \frac{1}{\pi} \left[ \sin \frac{\pi z}{L} \right]_0^L \right) = \frac{h_0 + h_1}{2} L \quad (\text{II.2.53})$$

$$g \int_0^L \rho(z) dz = gL \left( C_0 - C_1 \frac{h_0 + h_1}{2} \right) = C_2 \left( C_3 \rho_0 + (1 - C_3) \rho_1 \right) \quad (\text{II.2.54})$$

Para o fluxo de calor assimétrico do reator de Clinch River<sup>(4)</sup>, de acordo com a referência<sup>(9)</sup>

$$C_3 = 0,54 \quad (\text{II.2.55})$$

$$C_2 = gL$$

A integral  $\int_0^L \frac{dz}{\rho(z)}$  também pode ser calculada diretamente

Obtem-se

$$\int_0^L \frac{dz}{\rho(z)} = \int_0^L \frac{dz}{C_0 - C_1 \left( \frac{h_0 + h_1}{2} \right) + C_1 \left( \frac{h_1 - h_0}{2} \right) \cos \frac{\pi z}{L}}$$

A integral a ser calculada é do tipo

$$\int \frac{dx}{p+q \cos ax} = \frac{2}{a\sqrt{p^2 - q^2}} \arctan \sqrt{\frac{p-q}{p+q}} \tan \frac{ax}{2}$$

Portanto

$$\int_0^L \frac{dz}{\rho(z)} = \frac{2 \arctan \sqrt{\frac{C_0 - C_1 h_1}{C_0 - C_1 h_1}} \tan \frac{\pi z}{2L} \Big|_0^L}{\frac{\pi}{L} \left( \left( C_0 - C_1 \frac{h_0 + h_1}{2} + C_1 \frac{h_1 - h_0}{2} \right) \left( C_0 - C_1 \frac{h_0 + h_1}{2} - C_1 \frac{h_1 - h_0}{2} \right) \right)^{1/2}}$$

$$= \frac{2L}{\pi} \frac{\arctan (\rho_1 / \rho_0)}{(\rho_0 \rho_1)^{1/2}}$$

se  $\arctan \rho_1 / \rho_0 \approx \pi/2$

$$\int_0^L \frac{dz}{\rho(z)} \approx \frac{L}{\sqrt{\rho_0 \rho_1}} = \frac{1}{\bar{\rho}} \quad (\text{II.2.56})$$

Logo a equação (II.2.49) fica:

$$P_0 - P_1 = \frac{\dot{m}^2}{\bar{A}^2} \left( \frac{1}{\rho_1} - \frac{1}{\rho_0} + \left( f \frac{L}{De} + K \right) \frac{1}{2\bar{\rho}} \right) + C_2 \left( C_3 \rho_0 + (1 - C_3) \rho_1 \right) \quad (\text{II.2.57})$$

onde

$\rho_0$  - densidade do fluido menos aquecido

$\rho_1$  - densidade do fluido mais aquecido

Cálculos de distribuição de vazão e queda de pressão do CRBR foram efetuados, utilizando-se essa formulação (9,10,11).

Para o cálculo da queda de pressão no reator, o núcleo do reator é representado por dois canais equivalentes. Um dos canais representa os elementos combustíveis do núcleo, de óxido misto, e o outro os elementos combustíveis de material fértil. Quando ocorre perda de vazão externa, é estabelecido um regime de convecção natural com escoamento ascendente na região mais aquecida e descendente nas regiões mais frias.

A potência térmica absorvida pelo sódio é dada por:

$$\dot{q}_1 = W_1 \Delta h_1 \text{ erg/seg}$$

$W_1$  - vazão em cada canal combustível

$$\rho_1 = C_0 - C_1 h_1 = C_0 - C_1 h_0 - C_1 (h_1 - h_0) = \rho_0 - C_1 \Delta h_1 \quad (\text{II.2.58})$$

A queda de pressão é

$$\Delta P_1 = P_0 - P_1 = C_{11} W_1^2 + (C_3 \rho_0 + (1 - C_3) \rho_1) C_2 \quad (\text{II.2.59})$$

$$\Delta P_1 = C_{11} W_1^2 + C_2 \left( C_3 \rho_0 + (1 - C_3) \left( \rho_0 - C_1 \frac{\dot{q}_1}{W_1} \right) \right) \quad (\text{II.2.60})$$

Para o canal descendente, tem-se em sua saída

$$\rho_2 = \rho_0' = C_0 - C_1 h_2 = C_0 - C_1 h_0 - C_1 (h_2 - h_0) = \rho_0 - C_1 \Delta h_2$$

$$\Delta P_2 = P_1 - P_2 = C_{12} W_2^2 - C_2 \left( (1 - C_3) \rho_0 + C_3 (\rho_0 - C_1 \Delta h_2) \right)$$

$$\Delta P_2 = C_{12} W_2^2 - C_2 \left( \rho_0 - C_3 C_1 \frac{\dot{q}_2}{W_2} \right)$$

ou

$$\Delta P_2 = C_{12} W_2^2 - C_2 \rho_0 + C_1 C_2 C_3 \frac{\dot{q}_2}{W_2} \quad (\text{II.2.61})$$

Nas equações (II.2.60) e (II.2.61)

$$C_{1K} = \left( \frac{1}{\rho_{1K}} - \frac{1}{\rho_{0K}} \right) \frac{1}{\bar{A}_K^2} + \frac{1}{2 \bar{\rho}_K \bar{A}_K^2} \left( f_K \frac{L}{De_K} + K_K \right) \quad (\text{II.2.62})$$

sendo  $P_2 = P_0$

A variação total de pressão ao longo do circuito fechado é

$$\Delta P_1 + \Delta P_2 = (P_0 - P_1) + (P_1 - P_0) = 0$$

Portanto com as equações (II.2.60) e (II.2.61), tem-se

$$C_{11}W_1^2 + C_{12}W_2^2 - C_1C_2 \left[ (1-C_3) \frac{\dot{q}_1}{W_1} - C_3 \frac{\dot{q}_2}{W_2} \right] = 0 \quad (\text{II.2.63})$$

A vazão total em todos os canais combustíveis e conversores é a vazão de recirculação

$$\dot{m}_3 = M_1N_1W_1 = M_2N_2W_2 \quad (\text{II.2.64})$$

onde

$M_1$  - número de elementos combustíveis

$M_2$  - número de elementos férteis

$N_1$  - número de canais em cada elemento combustível

$N_2$  - número de canais em cada elemento fértil

Eliminando-se  $W_2$  da equação (II.2.63), obtém-se:

$$\left[ C_{11} + C_{12} \left( \frac{M_1N_1}{M_2N_2} \right)^2 \right] W_1^3 - C_1C_2 \left[ (1-C_3)\dot{q}_1 - C_3 \left( \frac{M_2N_2}{M_1N_1} \right) \dot{q}_2 \right] = 0 \quad (\text{II.2.65})$$

$$W_1 = \left[ \frac{C_1C_2 \left[ (1-C_3)\dot{q}_1 - C_3 \left( \frac{M_2N_2}{M_1N_1} \right) \dot{q}_2 \right]}{C_{11} + C_{12} \left( \frac{M_1N_1}{M_2N_2} \right)^2} \right]^{1/3} \quad (\text{II.2.66})$$

Nota-se o efeito do aquecimento do sódio descendente nos canais conversores laterais, para a redução da vazão de re circulação.

Para o reator de Clinch River (CRBR), em condições no minais de potência, os parâmetros da equação (II.2.66) são (10):

$$C_{11} = 1937,269 \text{ (gcm)}^{-1}$$

$$C_{12} = 4083,505 \text{ (gcm)}^{-1}$$

$$\dot{q}_1 = 10,2735 \times 10^{10} \text{ erg/s}$$

$$\dot{q}_2 = 4,0187 \times 10^{10} \text{ erg/s}$$



$$M_1 = 198$$

$$N_1 = 438$$

$$M_2 = 150$$

$$N_2 = 126$$

$$C_2 = 2,79 \times 10^5 \text{ (cm/s)}^2$$

$$C_3 = 0,54$$

Logo para o caso do reator desligado quando o calor  $\bar{e}$  gerado pelo decaimento radioativo dos produtos de fissão (6,99% do valor nominal) a vazão de circulação em cada combustível  $\bar{e}$

$$W_1 = 0,551616 \text{ g/seg}$$

A vazão total  $\bar{e}$ :

$$\dot{m}_3 = M_1 N_1 W_1 = 47838 \text{ g/seg}$$

$$\dot{m}_3 = 105,46 \text{ lb/seg}$$

Esse valor  $\bar{e}$  aproximadamente igual ao apresentado na referên $\bar{e}$ cia<sup>(3)</sup>, no início do transiente.

No entanto, os coeficiente  $C_{11}$  e  $C_{12}$  utilizados no cál $\bar{c}$ ulo acima, são para condições nominais (regime de escoamento turbulento). Espera-se que a convecção natural se faça por regi $\bar{m}$ e de escoamento laminar. Logo, para os canais combustíveis, o coeficiente de atrito  $\bar{e}$  dado por<sup>(12)</sup>:

$$f_1 = \frac{84}{Re} \tag{II.2.67}$$

Para os canais férteis, supõe-se regime de transição (400  $\leq Re \leq 5000$ ), o coeficiente de atrito pode ser calculado através da correlação<sup>(9)</sup>:

$$f_2 = \frac{110}{Re} \sqrt{1 - \psi} + 0,48 Re^{-1/4} \sqrt{\psi} \tag{II.2.68}$$

onde

$$\psi = \frac{Re-400}{4600} \quad (II.2.69)$$

Para

$$\bar{T} \approx 800^{\circ}C$$

$$\dot{m}_3 \approx 49,5 \text{ Kg/s}$$

tem-se (ver ref. 10)

$$\bar{\rho}_3 = 0,9453 - 2,2473 \times 10^{-4} \times 800 = 0,765516 \text{ g/cm}^3$$

$$\bar{\mu}_3 = 1,253 \times 10^{-3} \rho_3^{-1/3} \exp \left( \frac{697 \bar{\rho}_3}{800+273,15} \right) = 1,857 \times 10^{-3} \text{ g/cm.s}$$

Para os canais combustíveis

$$W_1^0 = \frac{49500}{198} = 250 \text{ g/s}$$

$$U_1^0 = \frac{W_1^0}{\bar{\rho}_3 \sum_{i=1}^3 n_i A_i \left( \frac{De_i}{De_1} \right)^{0,714}} = \frac{250}{0,765516 \times 42,62} = 7,662 \text{ cm/s}$$

$$U_1^T = \frac{W_1^0}{\bar{\rho}_3 \sum_{i=1}^3 n_i A_i} = \frac{250}{0,765516 \times 41,33} = 7,902 \text{ cm/s}$$

$$De_1 = 0,3 \times \left( \frac{7,902}{7,662} \right)^{0,25} = \left( \frac{42,62}{41,33} \right)^{0,25} = 0,3023/m$$

$$Re_1 = \frac{0,3023 \times 7,902 \times 0,765516}{1,857 \times 10^{-3}} = 984,69$$

$$f_1 = \frac{84}{Re} = 0,0853$$

$$f_1 \frac{L}{De_1} = 0,0853 \frac{284,4}{0,3023} = 80,254$$

$$K_1 = 1,257$$

$$\bar{A}_1 = \frac{A}{438} = \frac{41,33}{438} = 9,4361 \times 10^{-2} \text{ cm}^2$$

Portanto

$$C_{11} = \frac{f_1 \frac{L}{De_1} + K_1}{2 \bar{\rho}_3 \bar{A}_1^2} = \frac{81,511}{2 \times 0,765516 \times (9,4361 \times 10^{-2})^2}$$

$$C_{11} = 5979,3 \text{ (gcm)}^{-1}$$

Para os canais conversores externos

$$W_2^0 = \frac{49500}{150} = 330 \text{ g/s}$$

$$U_2^0 = \frac{330}{0,765516 \times 27,3} = 15,79 \text{ cm/s}$$

$$U_2^T = \frac{330}{0,765516 \times 25,6} = 16,84 \text{ cm/s}$$

$$De_2 = 0,315 \left( \frac{27,3}{25,6} \right)^{0,25} = 0,3201 \text{ cm}$$

$$Re_2 = \frac{0,3201 \times 16,84 \times 0,765516}{1,857 \times 10^{-3}} = 2222,02$$

$$\psi = \frac{Re - 400}{4600} = 0,39609$$

$$f_2 = \frac{110}{Re} \sqrt{1-\psi} + 0,48 Re^{-1/4} \sqrt{\psi} = 0,03847 + 0,044 = 0,08247$$

$$f_2 \frac{L}{De_2} = \frac{0,08247 \times 284,4}{0,3201} = 73,273$$

$$K_2 = 285,882$$

$$\bar{A}_2 = \frac{25,61}{126} = 0,20325 \text{ cm}^2$$

$$C_{12} = \frac{f_2 \frac{L}{De_2} + K_2}{2 \bar{\rho}_3 \bar{A}_2^2} = \frac{359,155}{2 \times 0,765516 \times (0,20325)^2}$$

$$C_{12} = 5678,32 \text{ (gcm)}^{-1}$$

Logo com esses novos coeficientes, a vazão em cada canal combustível será:

$$W_1 = 0,4899 \text{ g/s}$$

A vazão total é:

$$\dot{m}_3 = M_1 N_1 W_1 = 86724 \times 0,4899 = 42489 \text{ g/s}$$

$$\dot{m}_3 = 42,489 \frac{\text{Kg}}{\text{s}} \times 2,2046 \frac{\text{lb}}{\text{g}} = 93,67 \frac{\text{lb}}{\text{s}}$$

Nota-se que apesar das grandes variações nos coeficientes de atrito quando se passa de regime turbulento para laminar (ou de transição) a vazão de convecção varia relativamente pouco, uma vez que o coeficiente total de perda de pressão depende também do coeficiente de forma (perdas geométricas). Para os canais conversores esse termo é dominante no denominador da equação (II.2.66). A vazão de convecção natural é portanto mais dependente do termo de empuxo (numerador das mesmas equações) que, por sua vez, é função do aquecimento.

No cálculo acima, supõe-se que a energia gerada pelo decaimento dos produtos de fissão no combustível passa para o sódio. Entretanto, a capacidade térmica do combustível e revestimento retém parte dessa energia durante períodos transitórios. Para efetuar cálculos transientes, a energia transferida ao sódio é que deve ser introduzida na equação (II.2.66), resultando:

$$\dot{m}_3(t) = 2,2046 \times 10^{-3} M_1 N_1 \left[ \frac{C_1 C_2 \left( (1-C_3) \alpha - C_3 \beta \frac{M_2 N_2}{M_1 N_1} \right) h_3(t) A_2 \left( T_2(t) - T_3(t) \right)}{C_{11} + C_{12} \left( \frac{M_1 N_1}{M_2 N_2} \right)^2} \right]^{1/3} \quad (\text{II.2.70})$$

onde, para CRBR<sup>(9)</sup>

$$\alpha = 0,9138$$

$$\beta = 0,0779$$

são as frações de calor gerado no núcleo e nos elementos conversores radiais externos, respectivamente.

#### II.2.4. Cálculo da Fonte de Calor

A fonte de calor  $\dot{q}(t)$ , isto é; a potência gerada no combustível depois de interrompido o fenômeno de fissão pode ser calculada a partir da soma das energias emitidas pelo decaimento radioativo de grande número de radioisótopos produzidos previamente pela fissão do urânio e plutônio. Esse cálculo apresenta uma certa complexidade, principalmente, na definição correta da distribuição e concentrações (densidades) dos produtos de fissão. Como a potência térmica não ultrapassa algumas unidades de 1% da potência normal, o conhecimento preciso do calor de decaimento, para finalidades de estudos termohidráulicos, depois de desligado o reator, não compensa o trabalho de cálculo requerido. Para essas finalidades, é suficiente a utilização de curvas padrões, geradas para um combustível de urânio submetido às condições médias de operação dentro de um reator. Na falta de uma correlação mais apropriada para reatores rápidos, nas referências (2) e (3), utilizou-se uma curva desenvolvida pela Sociedade Nuclear Americana<sup>(6)</sup>. A expressão seguinte, que representa fielmente essa curva<sup>(13)</sup>, foi utilizada no cálculo presente:

$$\dot{q}(t) = \dot{q}_n \sum_{i=1}^{11} E_i e^{-\lambda_i t} \quad (\text{II.2.71})$$

onde  $t$  é o tempo decorrido a partir do instante de desligamento do reator. As constantes de amplitude  $E_i$ , e de decaimento,  $\lambda_i$ , são apresentadas na tabela (II.2.1).

$\dot{q}_n$  - potência nominal

TABELA II.2.1

Constantes de Decaimento<sup>(13)</sup>

$i$	$E_i$	$\lambda_i$ (seg <sup>-1</sup> )
1	0,00299	1,772
2	0,00825	0,5774
3	0,01550	$6,743 \times 10^{-2}$
4	0,01935	$6,214 \times 10^{-3}$
5	0,01165	$4,739 \times 10^{-4}$
6	0,00645	$4,810 \times 10^{-5}$
7	0,00231	$5,344 \times 10^{-6}$
8	0,00164	$5,726 \times 10^{-7}$
9	0,00085	$1,036 \times 10^{-8}$
10	0,00043	$2,959 \times 10^{-9}$
11	0,00057	$7,585 \times 10^{-10}$

### II.3. Ebulição Subresfriada

Após o estabelecimento do regime de circulação natural no vaso do reator, a temperatura do revestimento começa a subir até atingir o ponto onde a ebulição subresfriada do sódio ocorre. Durante o período de ebulição subresfriada, não há perda de refrigerante do vaso do reator, porque as bolhas de vapor formadas na parede do revestimento, condensam-se no interior do sódio líquido.

Assume-se que este período está terminado, quando o refrigerante na câmara superior atinge a temperatura de saturação.

ção.

Neste período, as equações utilizadas para o cálculo das distribuições de temperaturas no reator e para o cálculo da vazão de recirculação no vaso do reator são as mesmas do período anterior (convecção natural) no entanto o coeficiente de transferência de calor deve ser modificado para incorporar o fenômeno de ebulição.

### II.3.1. Cálculo da Temperatura Limite de Início do Período de Ebulição Subresfriada

A temperatura limite do revestimento  $T_2^*(t)$ , para que ocorra a ebulição subresfriada pode ser calculada igualando-se os fluxos de calor dos regimes de convecção natural e de ebulição<sup>(2)</sup>.

Para o cálculo do coeficiente de transferência de calor durante o período de ebulição utiliza-se a correlação de Zuber, porque é a que melhor se aplica a metais líquidos<sup>(14)</sup>.

$$h_{NB} = 0,015 \rho_V h_{fg} \left(\frac{\alpha_3}{\pi}\right)^{1/2} \left[ \frac{2\sigma_3 gc}{\rho_3} \left( \frac{h_{fg} PM P}{2R T_{SAT}^2 \sigma_3} \right)^3 \right]^{1/4} \left( \frac{\rho_3}{\mu_3} \left( \frac{K_3}{\rho_V h_{fg}} \right)^2 \frac{\pi}{\alpha_3} \right)^{5/8} \times Pr_3^{1/3} (T_2(t) - T_{SAT}) \quad (II.3.1)$$

onde

- $\rho_V$  - densidade do vapor de sódio
- $h_{fg}$  - calor latente de vaporização do sódio
- $\alpha_3$  - difusividade térmica do sódio
- $\sigma_3$  - tensão superficial do sódio
- $\rho_3$  - densidade do sódio líquido
- $\mu_3$  - viscosidade do sódio
- $K_3$  - condutividade térmica do sódio
- $P$  - pressão

- gc - fator de conversão  
 R - constante universal dos gases  
 PM - peso molecular do sódio  
 $T_{SAT}$  - temperatura de saturação do sódio  
 $Pr_3$  - número de Prandtl

O coeficiente de transferência de calor para convecção natural pode ser dado por<sup>(14)</sup>.

$$h_{CN} = 0,14 K_3 \left( \frac{\beta_3 \rho_3^2 g}{\mu_3^2} Pr_3 \right)^{1/3} (T_2(t) - T_{SAT})^{1/3} \quad (II.3.2)$$

onde

$\beta$  - coeficiente de expansão volumétrica

Logo, igualando-se os fluxos de calor, tem-se:

$$h_{CN}^* (T_2^*(t) - T_{SAT})^{4/3} = h_{NB}^* (T_2^*(t) - T_{SAT})^2 \quad (II.3.3)$$

$$T_2^* = T_{SAT} + \left( \frac{h_{CN}^*}{h_{NB}^*} \right)^{3/2} \quad (II.3.4)$$

onde

$$h_{CN}^* = 0,14 K_3 \left( \frac{\beta_3 \rho_3^2 g}{\mu_3^2} Pr_3 \right)^{1/3} \quad (II.3.5)$$

$$h_{NB}^* = 0,0015 \rho_V h_{fg} \left( \frac{\alpha_3}{\pi} \right)^{1/2} \left( \frac{2\sigma_3 gc}{\rho_3} \left( \frac{h_{fg} PM P}{2R T_{SAT} \sigma_3} \right)^3 \right)^{1/4} \left( \frac{\rho_3}{\mu_3} \frac{K_3^2 \pi}{\rho_V h_{fg} \alpha_3} \right)^{5/8} Pr^{1/3} \quad (II.3.6)$$

Neste período, de ebulição subresfriada, é necessário certificar-se de que o fluxo de calor não tenha atingido o seu



valor crítico.

O fluxo de calor crítico pode ser dado pela correlação de Kutateladze modificada para o caso de um líquido abaixo de sua temperatura de saturação<sup>(14)</sup>.

$$q_c'' = K h_{fg} \rho_V^{1/2} \left[ \sigma_3 g (\rho_3 - \rho_V) \right]^{1/4} \left[ 1 + B (T_{SAT} - T_3(t)) \right] \quad (II.3.7)$$

onde:

$$K = 0,16 \pm 0,03$$

$$B = 0,1 \left( \frac{\rho_3}{\rho_V} \right)^{0,75} \frac{c_{p3}}{h_{fg}}$$

#### II.4. Ebulição Nucleada

Este período começa quando o refrigerante na câmara superior atinge a temperatura de saturação.

Quando a ebulição do sódio ocorre, a força dominante para que ocorra circulação, não é mais devida a diferença de densidade do sódio líquido e sim a do empuxo do vapor.

As equações de distribuição de temperatura para o combustível e revestimento são as mesmas utilizadas para o período de convecção natural. No entanto, o coeficiente de transferência de calor do revestimento para o sódio deve ser o mesmo utilizado para o período de ebulição sub-resfriada. (eq. II.2.31). E a equação de momento deve ser modificada para incorporar a queda de pressão devido as duas fases.

Este período termina quando o nível de sódio líquido no reator, atingir o topo do núcleo ativo.

### II.4.1. Distribuição de Temperatura no Núcleo e no Vaso do Reator

Para o combustível

$$C1 \frac{dT_1(t)}{dt} = \dot{q}(t) - \frac{T_1(t) - T_2(t)}{E1} \quad (II.2.35)$$

Para o revestimento

$$C2 \frac{dT_2(t)}{dt} = \frac{T_1(t) - T_2(t)}{E1} - \frac{T_2(t) - T_3(t)}{E2} \quad (II.2.36)$$

Para o refrigerante

$$T_3(t) = \frac{T_6(t) + T_7(t)}{2} \quad (II.2.42)$$

Na câmara superior

$$T_4(t) = T_{SAT} \quad (II.4.1)$$

Na câmara inferior

$$C5 \frac{dT_5(t)}{dt} = \frac{T_4(t) - T_5(t)}{E3} \quad (II.2.41)$$

Na entrada do núcleo

$$T_6(t) = T_5(t) \quad (II.2.43)$$

Na saída do núcleo

$$T_7(t) = T_{SAT} \quad (II.4.2)$$

### II.4.2. Cálculo da Vazão de Recirculação

Partindo-se da equação de momento<sup>(4)</sup>

$$\frac{dG}{dt} + \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{mom}} + \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{STAT}} + \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{fricção}} + \frac{dp}{dz} = 0 \quad (\text{II.4.3})$$

onde o primeiro termo é a variação do fluxo total de massa, o segundo termo representa o gradiente de pressão devido a diferença de densidade, o terceiro termo representa o gradiente de pressão devido a força de empuxo e o quarto termo é devido a perda de pressão por fricção.

Considera-se o reator como um circuito fechado com dois canais equivalentes. O canal ascendente, representa os elementos combustíveis do núcleo de óxido misto, e o outro os elementos combustíveis de material fértil. Considera-se que no canal ascendente existe líquido e vapor e no canal descendente só existe líquido.

O termo dominante para a circulação do sódio é a força de empuxo do vapor e não o termo que leva em consideração a diferença de densidade do sódio. Logo, na equação (II.4.3) pode-se desprezar o segundo termo.

$$\left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{STAT}} \gg \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{mom}}$$

$$\frac{dG}{dt} + \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{STAT}} + \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{fricção}} = - \frac{dp}{dz} \quad (\text{II.4.4})$$

Integrando-se

$$\int_0^L \frac{dG}{dt} dz + \int_0^L \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{STAT}} dz + \int_0^L \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{fricção}} dz = - \int_{P_0}^{P_1} dp \quad (\text{II.4.5})$$

Para o canal ascendente

$$L \frac{dG_1}{dt} + \int_0^L \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{STAT}} dz + \int_0^L \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{fricção}} dz = P_0 - P_1 \quad (\text{II.4.6})$$

Sendo  $z_{SAT}$  a altura do núcleo onde começa a ebulição pode-se escrever:

$$L \frac{dG_1}{dt} + \int_0^{z_{SAT}} \left( \frac{dp}{dz} \right)_{STAT} dz + \int_{z_{SAT}}^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{STAT} dz + \int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{fricção} dz = P_0 - P_1 \quad (II.4.7)$$

O segundo termo representa a força de empuxo do líquido e o terceiro termo a força de empuxo do vapor. Como a força de empuxo do vapor é dominante, o segundo termo pode ser desprezado.

$$L \frac{dG_1}{dt} + \int_{z_{SAT}}^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{STAT} dz + \int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{fricção} dz = P_0 - P_1 \quad (II.4.8)$$

sendo

$$\int_{z_{SAT}}^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{STAT} dz = - \rho_V g (L - z_{SAT}) \quad (II.4.9)$$

$$G_1 = \frac{\dot{m}}{\bar{A}_1}$$

onde

$\bar{A}_1$  - área de seção transversal do canal combustível

Da equação (II.4.8) tem-se:

$$L \frac{d\dot{m}}{dz} - \rho_V g (L - z_{SAT}) \bar{A}_1 + \bar{A}_1 \int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{fricção\ no\ núcleo} dz = P_0 - P_1 \quad (II.4.10)$$

Para o canal descendente a equação (II.4.5) fica.

$$L \frac{dG_2}{dt} + \int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{STAT} dz + \int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{fricção\ no\ refletor} dz = P_1 - P_0 \quad (II.4.11)$$

O segundo termo pode ser desprezado já que não existe vapor neste canal e a força de empuxo do líquido é pequena. Sendo  $G_2 = \frac{\dot{m}}{\bar{A}_2}$

$\bar{A}_2$  - área da seção transversal do canal refletor

$$L \frac{d\dot{m}}{dt} + \bar{A}_2 \int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{\text{refletor}} dz = P_1 - P_0 \quad (\text{II.4.12})$$

A variação total de pressão ao longo do circuito fechado é  $\Delta P_1 + \Delta P_2 = (P_0 - P_1) + (P_1 - P_0) = 0$ , logo com as equações (II.4.10) e (II.4.12) tem-se:

$$2L \frac{d\dot{m}}{dt} - \rho_V g V_V + \bar{A}_1 \int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{\text{núcleo}} dz + \bar{A}_2 \int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{\text{refletor}} dz = 0 \quad (\text{II.4.13})$$

Esta equação está de acordo com a equação dada pelas referências (2) e (3).

#### - Cálculo da perda de pressão por fricção no núcleo

Os dois modelos mais utilizados para se calcular a perda de pressão num sistema de duas fases, são o modelo de fluxo separado e o modelo homogêneo. O modelo homogêneo considera as duas fases como se fossem uma única fase com a propriedade média.

Neste modelo, a perda de pressão por fricção é dada por (14).

$$- \left( \frac{dp}{dz} \right)_{\text{fricção}} = \frac{f \cdot \dot{m}^2}{2 \bar{A}^2 D_h \rho_3} \left( 1 + x \left( \frac{\rho_3}{\rho_V} - 1 \right) \right) \quad (\text{II.4.14})$$

onde

$x$  - título do vapor

$$\text{sendo } \overline{\Delta P} = \frac{-f \dot{m}^2}{2 \bar{A}^2 D_h \rho_3} \quad (\text{II.4.15})$$

Integrando a equação (II.4.14) tem-se:

$$\int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{\text{fricção}} dz = \int_0^L \overline{\Delta P} dz + \int_0^L \overline{\Delta P} x \left( \frac{\rho_3}{\rho_V} - 1 \right) dz \quad (\text{II.4.16})$$

$$\int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{\text{fricção}} dz = \overline{\Delta P} L + \overline{\Delta P} \left( \int_0^{z_{\text{SAT}}} x \left( \frac{\rho_3}{\rho_V} - 1 \right) dz + \int_{z_{\text{SAT}}}^{L_N} x \left( \frac{\rho_3}{\rho_V} - 1 \right) dz + \int_{L_N}^L x \left( \frac{\rho_3}{\rho_V} - 1 \right) dz \right) \quad (\text{II.4.17})$$

onde

$L_N$  - altura do núcleo ativo

No primeiro intervalo de integração que vai da entrada do núcleo até onde começa a ebulição nucleada o título do vapor é igual a zero. No segundo intervalo de integração, o título de vapor varia com a altura e no terceiro intervalo, o título do vapor é igual ao que sai do núcleo ativo.

Da referência (16) tem-se:

$$x = \frac{\phi Pe}{\dot{m} h_{fg}} z', \quad 0 \leq z' \leq L_N - z_{\text{SAT}} \quad (\text{II.4.18})$$

onde  $z' = z - z_{\text{SAT}}$

$Pe$  - perímetro do canal equivalente

$\phi$  - fluxo de calor

Logo substituindo a equação (II.4.18) em (II.4.17)

obtem-se

$$\int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{\text{fricção}} dz = \Delta P_L + \Delta P \left( \int_{z_{SAT}}^{L_N} \frac{\phi Pe}{\dot{m} h_{fg}} \left( \frac{\rho_3}{\rho_V} - 1 \right) z' dz + \right. \\ \left. + \int_{L_N}^L \frac{\phi Pe}{\dot{m} h_{fg}} (L_N - z_{SAT}) \left( \frac{\rho_3}{\rho_V} - 1 \right) dz \right) \quad (II.4.19)$$

$$\int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{\text{fricção no núcleo}} dz = \Delta P_1 \left( L + \frac{\phi Pe}{h_{fg}} \left( \frac{\rho_3}{\rho_V} - 1 \right) \frac{1}{\dot{m}} \left( \frac{L_N - z_{SAT}}{2} \right)^2 + \right. \\ \left. + (L_N - z_{SAT}) (L - L_N) \right) \quad (II.4.20)$$

- Cálculo da queda de pressão por fricção no refletor

Da equação (II.4.14) tem-se:

$$- \left( \frac{dp}{dz} \right)_{\text{fricção}} = - \Delta P \left[ 1 + X \left( \frac{\rho_3}{\rho_V} - 1 \right) \right]$$

Integrando-se

$$\int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{\text{fricção no refletor}} dz = \int_0^L \Delta P dz + \int_0^L \Delta P X \left( \frac{\rho_3}{\rho_V} - 1 \right) dz \quad (II.4.21)$$

Supondo-se que o título do vapor no canal descendente é igual a zero (só existe líquido)

$$\int_0^L \left( \frac{dp}{dz} \right)_{\text{refletor}} \text{ fricção no} = \bar{\Delta P}_2 L \quad (\text{II.4.22})$$

Substituindo as equações (II.4.20) e (II.4.22) na equação (II.4.13) temos.

$$2L \frac{d\dot{m}}{dt} - \rho_V g V_V + \bar{A}_1 \bar{\Delta P}_1 \left( L + \frac{\phi Pe}{h_{fg}} \left[ \frac{\rho_3}{\rho_V} - 1 \right] \frac{1}{\dot{m}} \left( \frac{L_N - z_{SAT}}{2} \right)^2 + (L_N - z_{SAT}) (L - L_N) \right) + \bar{A}_2 \bar{\Delta P}_2 L = 0 \quad (\text{II.4.23})$$

sendo

$$\bar{\Delta P}_1 = \frac{-f_1 \dot{m}^2}{\bar{A}_1^2 De_1 \rho_3} = E \dot{m}^2$$

$$\bar{\Delta P}_2 = \frac{-f_2 \dot{m}^2}{\bar{A}_2 De_2 \rho_3} = F \dot{m}^2$$

$$A = \frac{\phi Pe}{h_{fg}} \left[ \frac{\rho_3}{\rho_V} - 1 \right]$$

$$B = \left( \frac{L_N - z_{SAT}}{2} \right)^2 + (L_N - z_{SAT}) (L - L_N)$$

temos:

$$\frac{d\dot{m}}{dt} = \frac{\rho_V g V_V}{2L} - \frac{\bar{A}_1 E \dot{m}^2}{2L} \left( L + \frac{AB}{\dot{m}} \right) - \frac{\bar{A}_2 F \dot{m}^2 L}{2L} \quad (\text{II.4.24})$$

sendo

$$C = -\frac{\bar{A}_1 E}{2} - \frac{\bar{A}_2 F}{2}$$



$$D = - \frac{\bar{A}_1 E A B}{2L}$$

$$H = \frac{\rho_V g V_V}{2L}$$

obtem-se:

$$\frac{d\dot{m}}{dt} = C\dot{m}^2 + D\dot{m} + H \quad (\text{II.4.25})$$

Os fatores de atrito nos canais combustíveis e férteis podem ser calculados através da seguinte correlação<sup>(9)</sup>.

$$f = \frac{110}{Re} (1 - \psi)^{1/2} + \frac{0,48}{Re^{0,25}} \sqrt{\psi} \quad (\text{II.4.26})$$

onde

$$\psi = 0 \text{ para } Re \leq 400$$

$$\psi = \frac{Re - 400}{4600} \text{ para } 400 \leq Re \leq 5000$$

$$\psi = 1 \text{ para } Re \geq 5000$$

$$Re = \frac{De \dot{m}}{\bar{A} \mu_3} \quad (\text{II.4.27})$$

Os diâmetros equivalentes dos canais são dados por:

$$De_1 = \frac{4 \bar{A}_1}{Pe_1} \quad (\text{II.4.28})$$

$$De_2 = \frac{4 \bar{A}_2}{Pe_2}$$

onde as áreas das seções transversais dos canais equivalentes e os perímetros são calculados no apêndice B.

Pela referência (14), a altura onde começa a ebulição

é dada por:

$$z_{SAT} = \frac{\dot{m} (h_{SAT} - h_{in})}{Pe_1 h_{NB} (T_2(t) - T_3(t))} \quad (II.4.29)$$

onde

$h_{SAT}$  - entalpia de saturação do sódio

$h_{in}$  - entalpia de entrada do líquido

### II.4.3. Cálculo do Volume de Vapor

Supondo-se que todo calor transmitido do revestimento para o refrigerante, é utilizado para vaporização do sódio, tem-se o seguinte balanço de energia

$$h_{NB} A_2 (T_2(t) - T_3(t)) = h_{fg} \dot{M}_V \quad (II.4.30)$$

$$\dot{M}_V = \frac{h_{NB} A_2 (T_2(t) - T_3(t))}{h_{fg}}$$

onde:

$\dot{M}_V$  - vazão mássica de vapor

$A_2$  - área de transferência de calor do revestimento para o refrigerante

A frequência com que a bolha de vapor se desprende da superfície é dada por<sup>(14)</sup>

$$fre = \frac{0,59}{D_d} \left( \frac{\sigma_3 g (\rho_3 - \rho_V)}{\rho_3^2} \right)^{1/4} \quad (II.4.32)$$

$$D_d = 0,0208 \theta \left( \frac{\sigma_3}{g (\rho_3 - \rho_V)} \right)^{1/2} \quad (II.4.33)$$

$D_d$  - diâmetro de bolha

$\theta$  - ângulo de contato com a parede em graus

Nos cálculos aqui efetuados considera-se  $\theta = 90^\circ$ . Logo, o volume do vapor é dado por:

$$V_V = \frac{\dot{M}_V}{f_{re} \rho_V} \quad (\text{II.4.34})$$

Quando o volume do vapor for igual ao volume da câmara superior até o topo do núcleo ativo do reator, considera-se que o período de ebulição nucleada está terminado.

## II.5. Secagem do Núcleo

Quando o nível de vapor de sódio atinge o topo do núcleo ativo do reator, a região do núcleo não pode ser mais modelada como um único volume<sup>(2,3)</sup>. Por causa da contínua vaporização do sódio, o nível de sódio líquido diminui, deixando a parte de cima do núcleo resfriada por vapor. Com isso a temperatura do revestimento aumenta até atingir a temperatura de fusão do aço SS-316.

No modelo termohidráulico utilizado para calcular as distribuições de temperaturas no combustível, revestimento e refrigerante, o núcleo é modelado como mostra a figura (II.5.1).

Além das três regiões radiais do núcleo, consideradas nos períodos anteriores, considera-se duas regiões axiais, uma de sódio líquido e outra de sódio vapor.

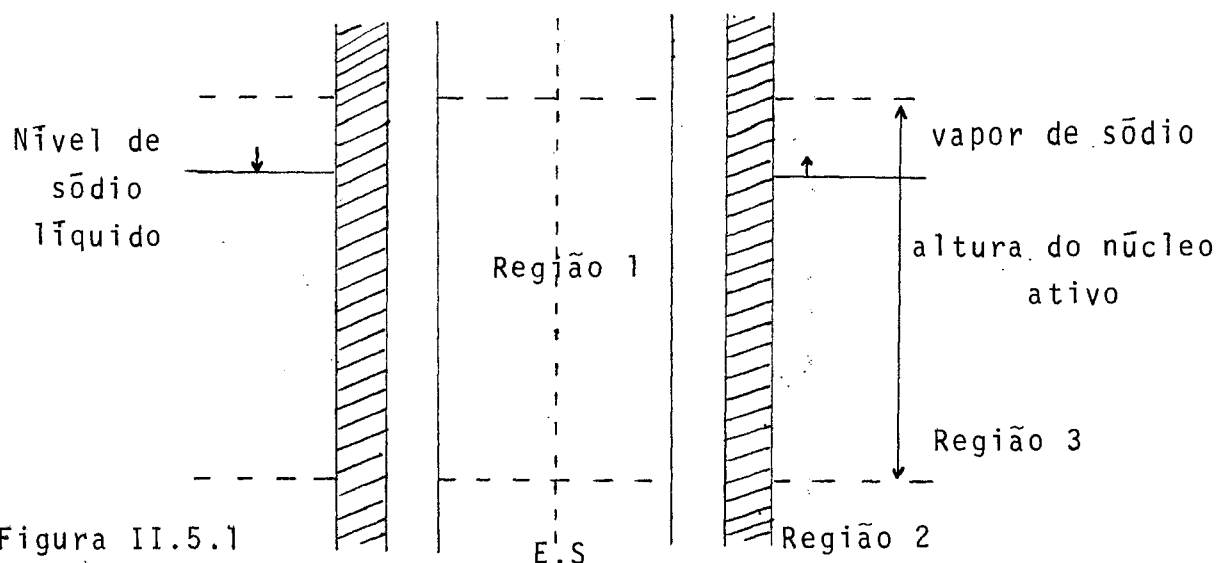


Figura II.5.1

### II.5.1. Distribuição de Temperatura no Núcleo

Para o cálculo da distribuição de temperatura no combustível e no revestimento, parte-se da equação de condução do calor.

$$\rho(T)cp(T) \frac{\partial T(x,r,t)}{\partial t} = q'''(x,r,t) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r K(T) \frac{\partial T(x,r,t)}{\partial r} \right) + K(T) \frac{\partial^2 T(x,r,t)}{\partial x^2} \quad (II.5.1)$$

A equação (II.5.1) é análoga a equação (II.2.1), salvo o termo que leva em consideração a variação axial da temperatura. Logo, utilizando-se o mesmo procedimento adotado para a integração da equação (II.2.1), tem-se:

Para o combustível:

$$c1 \frac{\partial T_1(x,t)}{\partial t} = b1 \frac{\partial^2 T_1(x,t)}{\partial x^2} + \dot{q}(x,t) - \frac{1}{ET} (T_1(x,t) - T_2(x,t)) \quad (II.5.2)$$

Para o revestimento:

$$c2 \frac{\partial T_2(x,t)}{\partial t} = b2 \frac{\partial^2 T_2(x,t)}{\partial x^2} + \frac{1}{ET} (T_1(x,t) - T_2(x,t)) -$$

$$- \frac{1}{E2} (T_2(x,t) - T_3(x,t)) \quad (II.5.3)$$

onde:

$$C1 = (\pi R_1^2 L_1 \rho_1 c_{p1})N$$

$$C2 = (\pi(R_2^2 - R_3^2) L_2 \rho_2 c_{p2})N$$

$$b1 = (\pi R_1^2 L_1 K_1)N$$

$$b2 = (\pi(R_2^2 - R_3^2) L_2 K_2)N$$

$$E1 = E_0 + \left[ 8\pi K_1 L_1 N \right]^{-1}$$

$$E0 = \left[ 2\pi R_3 L_1 h_g N \right]^{-1}$$

$$E2 = \left[ 2\pi R_2 L_1 h_3 N \right]^{-1}$$

A temperatura do refrigerante e o coeficiente de transferência de calor do revestimento para o sódio dependem da posição axial.

Na região onde existe sódio líquido

$$T_3 = T_{SAT}, \quad 0 < x < \ell(t)$$

$$h_3 = h_{NB}$$

Na região de sódio vapor

$$T_3 = T_V, \quad \ell(t) < x < L$$

$$h_3 = h_V \text{ (ver Apêndice A)}$$

onde

$T_V$  - temperatura do vapor

$h_V$  - coeficiente de transferência de calor do revestimento para o vapor (Apêndice A)

$\ell(t)$  - interface líquido - vapor

A temperatura do vapor  $\bar{e}$  dada pelo seguinte balanço de energia<sup>(2,3)</sup>

$$\rho_V(T) c_{p_V}(T) \left( \frac{\partial T_V(x,t)}{\partial t} + u_V(t) \frac{\partial T_V(x,t)}{\partial x} \right) = h_V Pe_1 (T_2(x,t) - T_V(x,t)) \quad (\text{II.5.4})$$

onde

$u_V$  - velocidade do sódio vapor

$c_{p_V}$  - calor específico do sódio vapor

### II.5.2. Cálculo da Interface Líquido - Vapor e da Velocidade do Vapor

A altura da interface líquido - vapor está relacionada com a velocidade de recessão do líquido pela expressão abaixo:

$$\ell(t) = L_1 - \int_0^t u_\ell(t') dt'$$

A velocidade do líquido  $\bar{e}$  dada pelo seguinte balanço de energia

$$\dot{M}_L h_{fg} = h_{NB} Pe_1 \ell(t) (T_2(x,t) - T_{SAT}) \quad (\text{II.5.6})$$

onde

$$\dot{M}_L = u_\ell(t) \rho_3 \bar{A}_1 \quad (\text{II.5.7})$$

Substituindo (II.5.7) em (II.5.6) tem-se:

$$u_\ell(t) = \frac{h_{NB} Pe_1 \ell(t) (T_2(x,t) - T_{SAT})}{h_{fg} \rho_3 \bar{A}_1} \quad (\text{II.5.8})$$

$$\ell(t) = L_1 - \int_0^t \frac{h_{NB} Pe_1 (T_2(x,t) - T_{SAT})}{h_{fg} \rho_3 \bar{A}_1} \ell(t) dt \quad (\text{II.5.9})$$

sendo

$$a(t) = \frac{h_{NB} Pe_1 (T_2(x,t) - T_{SAT})}{h_{fg} \rho_3 \bar{A}_1}$$

$$\ell(t) = L_1 - \int_0^t a(t) \ell(t) dt \quad (II.5.10)$$

$$\frac{d\ell(t)}{dt} = - a(t) \ell(t)$$

Resolvendo esta equação diferencial tem-se:

$$\frac{d\ell(t)}{dt} + a(t) \ell(t) = 0; \quad \ell(0) = L_1$$

sendo

$$\ell(\Delta t) = L_1 e^{-\int_0^{\Delta t} a(t) dt} = L_1 e^{-a(0)\Delta t}$$

$$\ell(2\Delta t) = \ell(\Delta t) e^{-\int_{\Delta t}^{2\Delta t} a(t) dt} = L_1 e^{-(a(0)\Delta t + a(\Delta t)\Delta t)}$$

tem-se

$$\ell(t) = L_1 e^{-(a(0) + a(\Delta t) + a(2\Delta t) + \dots)\Delta t} \quad (II.5.11)$$

- Cálculo da velocidade do vapor

A razão de vaporização do sódio pode ser calculada pelo balanço de energia abaixo

$$\dot{M}_V h_{fg} = h_{NB} Pe_1 \ell(t) (T_2(x,t) - T_{SAT}) \quad (II.5.12)$$

$$\dot{M}_V = u_V(t) \rho_V \bar{A}_1 \quad (\text{II.5.13})$$

$$u_V(t) = \frac{h_{NB} Pe_1 \ell(t) (T_2(x,t) - T_{SAT})}{h_{fg} \rho_V \bar{A}_1} \quad (\text{II.5.14})$$

## II.6. Fusão do Revestimento

Quando o revestimento metálico atinge sua temperatura de fusão, considera-se um novo período na sequência de eventos postulados do acidente.

No momento em que o revestimento começa a fundir, é necessário fazer um estudo para determinar se a velocidade do vapor de sódio no núcleo é suficiente para dispersar o revestimento fundido. Se esta velocidade não for suficiente, o aço se depositará no fundo do núcleo, bloqueando o escoamento na câmara inferior.

Neste período as equações de distribuição de temperatura no combustível e no refrigerante são as mesmas do período anterior. No entanto, a temperatura do revestimento permanece igual a temperatura de fusão.

$$T_2(x,t) = T_m \quad (\text{II.6.1})$$

### II.6.1. Cálculo da Quantidade de Revestimento Fundido

Supondo-se que a quantidade de calor transferido para o revestimento é igual a quantidade de calor utilizado para fusão do aço SS-316 tem-se:

$$h_{sf} \dot{M}_{ss} = \left[ 2\pi r K_2 \frac{\partial T(x,r,t)}{\partial r} \right]_{r=R_3} \quad (\text{II.6.2})$$

Da equação (II.2.30) resulta



$$\left( 2\pi r K_2 \frac{\partial T(x,r,t)}{\partial r} \right)_{R_3} \approx 2\pi R_3 h_g \left[ T(x, R_1, t) - T_2(x, t) \right]$$

$$h_{sf} \dot{M}_{SS} = 2\pi R_3 h_g \left[ T(x, R_1, t) - T_2(x, t) \right] \quad (\text{II.6.3})$$

Eliminando-se  $T(x, R_1, t)$  com a equação (II.2.23) obtem-se

$$h_{sf} \dot{M}_{SS} = \frac{T_1(x, t) - T_2(x, t)}{E1} \quad (\text{II.6.4})$$

onde

$$E1 = E0 + \left[ 8\pi K_1 L_1 N \right]^{-1}$$

$$E0 = \left[ 2\pi R_3 h_g N \right]^{-1}$$

$h_{sf}$  - calor latente de fusão do aço SS-316

ou

$$\frac{dM_{SS}}{dt} = \frac{T_1(x, t) - T_m}{h_{sf} E1} \quad (\text{II.6.5})$$

$M_{SS}$  - massa de aço fundido

A velocidade de vapor mínima para dispersar o aço fundido é dada por<sup>(16)</sup>

$$(u_v)_{\min} = K \rho_v^{-1/2} \left[ g \sigma_{SS} (\rho_{SS} - \rho_v) \right]^{1/4} \quad (\text{II.6.6})$$

onde

$\sigma_{SS}$  - tensão superficial do aço SS-316 fundido

$\rho_{SS}$  - densidade do aço SS-316 fundido

A constante K vai depender se o regime de escoamento for anular ou tipo "droplet"

$K = 0,2$  para escoamento tipo "droplet"

$K = 1,3$  para escoamento anular

O tamanho das partículas de aço fundido é baseado no número de Weber.

O número de Weber é o número crítico para atomização. Se ele for maior que 12 as partículas irão se quebrar<sup>(16)</sup>

$$We = \frac{\rho_V (u_V - u_{SS})^2 d_{SS}}{\sigma_{SS}} \quad (II.6.7)$$

onde

$u_{SS}$  - velocidade do aço fundido

$d_{SS}$  - diâmetro das partículas de aço fundido

O diâmetro das partículas pode ser dado pela fórmula da teoria da instabilidade de Taylor para formação de bolhas<sup>(16)</sup>.

$$d_{SS} = 2 \left( \frac{\sigma_{SS}}{g(\rho_{SS} - \rho_V)} \right)^{1/2} \quad (II.6.8)$$

A velocidade do aço é dada por:

$$u_{SS} = \frac{\dot{M}_{SS}}{\rho_{SS} \bar{A}_{SS}} \quad (II.6.9)$$

$$\bar{A}_{SS} = \pi(R_2^2 - R_3^2)N \quad (II.6.10)$$

Quando todo o revestimento estiver sido fundido, este período estará terminado.

## C A P Í T U L O III

### MÉTODOS NUMÉRICOS

#### III.1. Introdução

Neste capítulo, são apresentados os métodos numéricos adotados para integração das equações diferenciais apresentadas no capítulo anterior.

O capítulo é subdividido em três partes. Na primeira parte são tratadas as equações diferenciais dos períodos de circulação natural e ebulição subresfriada, na segunda parte são apresentadas as soluções numéricas das equações do período de ebulição nucleada e finalmente são tratadas as equações dos períodos de secagem do núcleo e fusão do revestimento.

#### III.2. Circulação Natural e Ebulição Subresfriada

Antes de apresentar o método utilizado para integração das equações de distribuição de temperatura no núcleo e no vaso do reator (II.2.35), (II.2.36), (II.2.37), (II.2.40) e (II.2.41) é conveniente rearranjá-las.

Substituindo-se  $T_7(t)$  nas equações (II.2.37) e (II.2.40) e rearranjando as equações tem-se:

$$\frac{dT_1}{dt} = \frac{\dot{q}(t)}{C_1} - \frac{T_1}{C_1 E_1} + \frac{T_2}{C_1 E_1} \quad (\text{III.2.1})$$

$$\frac{dT_2}{dt} = \frac{T_1}{C_2 E_1} - \frac{T_2}{C_2} \left( \frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} \right) + \frac{T_3}{C_2 E_2} \quad (\text{III.2.2})$$

$$\frac{dT_3}{dt} = \frac{T_2}{C_3 E_2} - \frac{T_3}{C_3} \left( \frac{1}{E_2} + \frac{2}{E_3} \right) + \frac{2 T_5}{C_3 E_3} \quad (\text{III.2.3})$$

$$\frac{dT_4}{dt} = \frac{2 T_3}{C_4 E_3} - \frac{T_4}{C_4 E_3} - \frac{T_5}{C_4 E_3} \quad (\text{III.2.4})$$

$$\frac{dT_5}{dt} = \frac{T_4}{C_5 E_3} - \frac{T_5}{C_5 E_3} \quad (\text{III.2.5})$$

O método numérico adotado para solução dessas equações é o método de integração de Crank-Nicholson<sup>(17)</sup>. Este método foi escolhido por ser um método de eficiência comprovada para solução numérica de equações diferenciais parciais tipo difusão (de calor ou partículas). Além disso, é um método de fácil programação.

As equações (III.2.1) a (III.2.5) podem ser escritas na forma matricial.

$$\frac{d\psi}{dt} = A \psi + \xi \quad (\text{III.2.6})$$

onde

$$\psi = \text{col} \left[ T_1, T_2, T_3, T_4, T_5 \right] \quad (\text{III.2.7})$$

$$\xi = \text{col} \left[ \frac{\dot{q}(t)}{C_1}, 0, 0, 0, 0 \right] \quad (\text{III.2.8})$$

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{1}{C_1 E_1} & \frac{1}{C_1 E_1} & & & \\ \frac{1}{C_2 E_1} - \frac{1}{C_2} \left( \frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} \right) & \frac{1}{C_2 E_2} & & & \\ & \frac{1}{C_3 E_2} & -\frac{1}{C_3} \left( \frac{1}{E_2} + \frac{2}{E_3} \right) & 0 & \frac{2}{C_3 E_3} \\ & & \frac{2}{C_4 E_3} & -\frac{1}{C_4 E_3} - \frac{1}{C_4 E_3} & \\ & & & \frac{1}{C_5 E_3} - \frac{1}{C_5 E_3} & \end{bmatrix} \quad (\text{III.2.9})$$





Portanto

$$\begin{aligned}x_1 &= U_1 \\x_2 &= U_2 - P_3 x_1 \\x_3 &= U_3 - P_5 x_2 \\x_4 &= U_4 - P_9 x_3 \\x_5 &= U_5 - P_{12} x_4\end{aligned}\tag{III.2.19}$$

e

$$\begin{aligned}T_5 &= x_5/P_{13} \\T_4 &= (x_4 - P_{11} T_5)/P_{10} \\T_3 &= (x_3 - P_8 T_5)P_7 \\T_2 &= (x_2 - P_6 T_3)/P_4 \\T_1 &= (x_1 - P_2 T_2)/P_1\end{aligned}\tag{III.2.20}$$

### III.3. Ebulição Nucleada

As equações diferenciais do período de ebulição nucleada a serem integradas são as equações de distribuição de temperatura do combustível, revestimento e câmara inferior (II.2.35), (II.2.36) e (II.2.41) e a equação para cálculo da vazão de circulação.

#### III.3.1. Distribuição de Temperatura no Reator

Substituindo-se as equações (II.2.42), (II.2.43), (II.4.1) e (II.4.2) nas equações (II.2.36) e (II.2.41) e rearranjando as equações obtidas tem-se:

$$\frac{dT_1}{dt} = \frac{\dot{q}(t)}{CT} - \frac{T_1}{CTET} + \frac{T_2}{CTET}\tag{III.3.1}$$

$$\frac{dT_2}{dt} = \frac{T_{SAT}}{2 E_2 C_2} + \frac{T_1}{C_2 ET} - \frac{T_2}{C_2} \left( \frac{1}{ET} + \frac{1}{E_2} \right) + \frac{T_5}{2 C_2 E_2}\tag{III.3.2}$$

$$\frac{dT_5}{dt} = \frac{T_{SAT}}{C_5 E_3} - \frac{T_5}{C_5 E_3} \quad (\text{III.3.3})$$

Escrevendo essas equações sob a forma matricial

$$\frac{d\psi}{dt} = A \psi + \xi \quad (\text{III.3.4})$$

$$\psi = \text{col} \left[ T_1, T_2, T_5 \right] \quad (\text{III.3.5})$$

$$\xi = \text{col} \left[ \dot{q}(t)/C_1, T_{SAT}/2E_2C_2, T_{SAT}/C_5E_3 \right] \quad (\text{III.3.6})$$

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{1}{C_1 E_1} & \frac{1}{C_1 E_1} & 0 \\ \frac{1}{C_2 E_1} - \frac{1}{C_2} \left( \frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} \right) & \frac{1}{2 C_2 E_2} \\ 0 & 0 & -\frac{1}{C_5 E_3} \end{bmatrix} \quad (\text{III.3.7})$$

Utilizando-se o algoritmo de Crank-Nicholsón apresenta do na equação (III.2.11)

$$\left[ I - \frac{h}{2} A^1 \right] \psi^1 = \left[ I + \frac{h}{2} A^0 \right] \psi^0 + \frac{h}{2} \left[ \xi^0 + \xi^1 \right] \quad (\text{III.2.11})$$

Define-se

$$A_0 = \frac{h}{2 C_1 E_1} \quad E_0 = \frac{h}{2 C_5 E_3}$$

$$B_0 = \frac{h}{2 C_2 E_1}$$

$$C_0 = \frac{h}{2 C_2} \left( \frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} \right)$$

$$D_0 = \frac{h}{4 C_2 E_2} \quad (\text{III.3.8})$$



tem-se

$$B_0 = \left( I + \frac{h}{Z} \right) A^0 = \begin{bmatrix} 1 - A_0 & A_0 & 0 \\ B_0 & 1 - C_0 & D_0 \\ 0 & 0 & 1 - E_0 \end{bmatrix} \quad (\text{III.3.9})$$

$$\left( I - \frac{h}{Z} \right) A^1 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ P_3 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} P_1 & P_2 & 0 \\ 0 & P_4 & P_5 \\ 0 & 0 & P_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1+A_0 & -A_0 & 0 \\ -B_0 & 1+C_0 & -D_0 \\ 0 & 0 & 1+E_0 \end{bmatrix} \quad (\text{III.3.10})$$

onde

$$\begin{aligned} P_1 &= 1 + A_0 & P_2 &= -A_0 & P_3 &= -B_0/P_1 & P_4 &= 1 + C_0 - P_3 P_2 \\ P_5 &= -D_0 & P_6 &= 1 + E_0 \end{aligned} \quad (\text{III.3.11})$$

sendo

$$U = B_0 \psi^0 + \frac{h}{Z} \begin{bmatrix} \xi^0 \\ \xi^1 \end{bmatrix}$$

Das equações (III.3.10) e (III.2.11) tem-se:

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ P_3 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \end{bmatrix} \quad (\text{III.3.12})$$

onde

$$\begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_1 & P_2 & 0 \\ 0 & P_4 & P_5 \\ 0 & 0 & P_6 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_5 \end{bmatrix} \quad (\text{III.3.13})$$

Logo

$$\begin{aligned} x_1 &= U_1 \\ x_2 &= U_2 - P_3 x_1 \\ x_3 &= U_3 \end{aligned} \quad (\text{III.3.14})$$

Da equação (III.3.13)

$$\begin{aligned} T_5 &= x_3/P_6 \\ T_2 &= \frac{x_2 - P_5 T_5}{P_4} \\ T_1 &= \frac{x_1 - P_2 T_2}{P_1} \end{aligned} \quad (\text{III.3.15})$$

### III.3.2. Integração da equação para cálculo da vazão de recirculação

A vazão de recirculação é dada por

$$\frac{d\dot{m}}{dt} = c\dot{m}^2 + D\dot{m} + H \quad (\text{II.4.45})$$

A solução desta equação foi obtida de duas maneiras

1 - Aplicando-se o método de predição - correção de Euler - modificado, tendo-se como:

Preditor

$$\dot{m}^{n+1} = \dot{m}^n + \frac{d\dot{m}^n}{dt} \Delta t, \quad (\text{III.3.16})$$

e

Corretor

$$\dot{m}^{n+1} = \dot{m}^n + \left( \frac{d\dot{m}^n}{dt} + \frac{d\dot{m}^{n+1}}{dt} \right) \frac{\Delta t}{2} \quad (\text{III.3.17})$$

2 - Utilizando-se o operador de diferença avançada

$$\frac{\dot{m}^{n+1} - \dot{m}^n}{\Delta t} = C\dot{m}^{n^2} + D\dot{m}^n + H \quad (\text{III.3.18})$$

No entanto, como erro relativo entre as soluções dos dois métodos é muito pequeno, optou-se pelo segundo método, uma vez que consome menos tempo de computação.

### III.4. Secagem do Núcleo e Fusão do Revestimento

No período de secagem do núcleo, as equações a serem integradas são as de distribuição de temperatura no combustível, no revestimento e no vapor de sódio.

No período de fusão do revestimento, é necessário integrar a equação diferencial que fornece a massa de revestimento

fundido.

### III.4.1. Distribuição de temperatura no combustível e no revestimento

Da equação (II.5.2) temos.

$$c1 \frac{\partial T_1(x,t)}{\partial t} = b1 \frac{\partial^2 T_1(x,t)}{\partial x^2} - f1 T_1(x,t) + d1 \quad (III.4.1)$$

onde

$$f1 = \frac{1}{ET} \quad (III.4.2)$$

$$d1 = \dot{q}(x,t) + \frac{1}{ET} T_2(x,t) \quad (III.4.3)$$

Condições de contorno adotados:

Para o limite inferior do núcleo ativo

$$\left( \frac{\partial T_1(x,t)}{\partial x} \right)_{x=0} \approx 0 \quad (III.4.4)$$

Para o limite superior do núcleo ativo

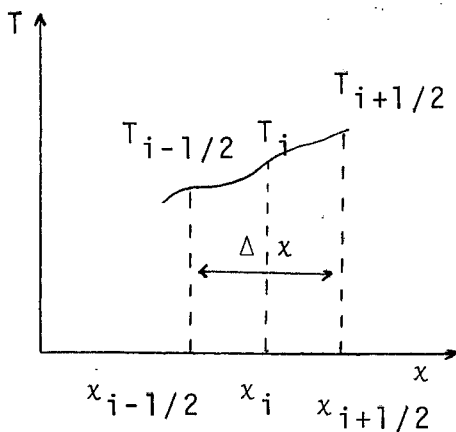
$$\left( \frac{\partial T_1(x,t)}{\partial x} \right)_{x=N} \approx 0 \quad (III.4.5)$$

Essas condições de contorno, sugerem que não existe fluxo de calor axial nos limites superiores e inferiores do núcleo ativo. Esta é uma aproximação razoável para a vareta combustível, já que a área de transferência de calor transversal é muito menor que a área longitudinal.

Integrando a equação (III.4.1) tem-se

$$\int_{x_{i-1/2}}^{x_{i+1/2}} c l \frac{\partial T_1}{\partial t} dx = \int_{x_{i-1/2}}^{x_{i+1/2}} b l \frac{\partial^2 T_1}{\partial x^2} dx - \int_{x_{i-1/2}}^{x_{i+1/2}} f l T_1 dx + \int_{x_{i-1/2}}^{x_{i+1/2}} d l dx \quad (\text{III.4.6})$$

sendo:



$$c l_i \frac{dT_{1i}}{dt} \Delta x = b l_i \left( \left. \frac{\partial T_1}{\partial x} \right|_{i+1/2} - \left. \frac{\partial T_1}{\partial x} \right|_{i-1/2} \right) - f l_i T_{1i} \Delta x + d l_i \Delta x \quad (\text{III.4.7})$$

$$c l_i \frac{dT_{1i}}{dt} = \frac{b l_i}{\Delta x} \left( \frac{T_{1i+1} - T_{1i}}{\Delta x} - \frac{T_{1i} - T_{1i-1}}{\Delta x} \right) - f l_i T_{1i} + d l_i \quad (\text{III.4.8})$$

$$c l_i \frac{dT_{1i}}{dt} = b l_i \left( \frac{T_{1i+1} - 2 T_{1i} + T_{1i-1}}{\Delta x^2} \right) - f l_i T_{1i} + d l_i \quad (\text{III.4.9})$$

Utilizando-se o algoritmo de Crank-Nicholson

$$c l_i^n \left( \frac{T_{1i}^{n+1} - T_{1i}^n}{\Delta t} \right) = \frac{b l_i^n}{\Delta x^2} \left( \frac{T_{1i+1}^{n+1} + T_{1i+1}^n}{2} (T_{1i}^{n+1} + T_{1i}^n) + \right. \\ \left. + \left( \frac{T_{1i+1}^{n+1} + T_{1i-1}^n}{2} \right) \right) - f l_i^n \left( \frac{T_{1i}^{n+1} + T_{1i}^n}{2} \right) + \frac{d l_i^n + d l_i^{n+1}}{2} \quad (\text{III.4.10})$$

$$\begin{aligned} & \left( \frac{Cl_i^n}{\Delta t} + \frac{bl_i}{\Delta x^2} + \frac{1}{2} fl_i^n \right) T_{1_i}^{n+1} - \frac{1}{2} \frac{bl_i^n}{\Delta x^2} \left( T_{1_{i+1}}^{n+1} + T_{1_{i-1}}^{n+1} \right) = \\ & \left( \frac{Cl_i^n}{\Delta t} - \frac{bl_i}{\Delta x^2} - \frac{1}{2} fl_i^n \right) T_{1_i}^n + \frac{1}{2} \frac{bl_i^n}{\Delta x^2} \left( T_{1_{i+1}}^n + T_{1_{i-1}}^n \right) + \frac{dl_i^n + dl_i^{n+1}}{2} \end{aligned} \quad (\text{III.4.11})$$

Definindo-se

$$D_i^n = \frac{Cl_i^n}{\Delta t} + \frac{bl_i^n}{\Delta x^2} + \frac{1}{2} fl_i^n \quad (\text{III.4.12})$$

$$F_i^n = - \frac{1}{2} \frac{bl_i^n}{\Delta x^2} \quad (\text{III.4.13})$$

$$G_i^n = \frac{Cl_i^n}{\Delta t} - \frac{bl_i^n}{\Delta x^2} - \frac{1}{2} fl_i^n \quad (\text{III.4.14})$$

$$H_i^n = \frac{1}{2} \frac{bl_i^n}{\Delta x^2} \quad (\text{III.4.15})$$

$$S_i^n = \frac{dl_i^{n+1} + dl_i^n}{2} \quad (\text{III.4.16})$$

Assim,

$$\begin{aligned} D_i^n T_{1_i}^{n+1} + F_i^n T_{1_{i+1}}^{n+1} + F_i^n T_{1_{i-1}}^{n+1} &= G_i^n T_{1_i}^n + H_i^n T_{1_{i+1}}^n + H_i^n T_{1_{i-1}}^n + \\ + S_i^n, \quad i &= 2, \dots, N-1 \end{aligned} \quad (\text{III.4.17})$$

Para o limite inferior do núcleo, integra-se a equação (III.4.6) entre  $x_i$  e  $x_{i+1/2}$ , sendo  $i = 1$

$$\int_{x_i}^{x_{i+1/2}} c l \frac{\partial T_1}{\partial t} dx = \int_{x_i}^{x_{i+1/2}} b l \frac{\partial^2 T_1}{\partial x^2} dx - \int_{x_i}^{x_{i+1/2}} f l T_1 dx + \int_{x_i}^{x_{i+1/2}} d l dx \quad (\text{III.4.18})$$

Aplicando-se a condição de contorno (III.4.4)

$$\frac{c l_{i+1/2} + c l_i}{2} \frac{d}{dt} \left( \frac{T_{1i+1/2} + T_{1i}}{2} \right) \frac{\Delta x}{2} = \frac{b l_{i+1/2} + b l_i}{2} \left( \frac{\partial T_1}{\partial x} \right)_{x_{i+1/2}} - \left( \frac{\partial T_1}{\partial x} \right)_{x_i} - \left( \frac{f l_{i+1/2} + f l_i}{2} \right) \left( \frac{T_{1i+1/2} + T_{1i}}{2} \right) \frac{\Delta x}{2} + \frac{d l_{i+1/2} + d l_i}{2} \quad (\text{III.4.19})$$

Definindo-se

$$c l_{i+1/2} = \frac{c l_i + c l_{i+1}}{2}$$

$$b l_{i+1/2} = \frac{b l_i + b l_{i+1}}{2}$$

$$f l_{i+1/2} = \frac{f l_i + f l_{i+1}}{2}$$

(III.4.20)

$$d l_{i+1/2} = \frac{d l_i + d l_{i+1}}{2}$$

$$T_{1i+1/2} = \frac{T_{1i} + T_{1i+1}}{2}$$

Substituindo (III.4.20) em (III.4.19) tem-se

$$\left( \frac{3 c l_i + c l_{i+1}}{4} \right) \frac{d}{dt} \left( \frac{3 T_{1i} + T_{1i+1}}{4} \right) \frac{\Delta x}{2} = \left( \frac{3 b l_i + b l_{i+1}}{4} \right) \left( \frac{T_{1i+1} - T_{1i}}{\Delta x} \right) -$$

$$- \left( \frac{3 f_{1i} + f_{1i+1}}{4} \right) \left( \frac{3 T_{1i} + T_{1i+1}}{4} \right) \frac{\Delta x}{2} + \frac{3 d_{1i} + d_{1i+1}}{4} \frac{\Delta x}{2} \quad (\text{III.4.21})$$

sendo

$$\begin{aligned} \bar{c} &= \frac{3 c_{1i} + c_{1i+1}}{4} & \bar{f} &= \frac{3 f_{1i} + f_{1i+1}}{4} \\ \bar{b} &= \frac{3 b_{1i} + b_{1i+1}}{4} & \bar{d} &= \frac{3 d_{1i} + d_{1i+1}}{4} \end{aligned} \quad (\text{III.4.22})$$

Substituindo-se em (III.4.21)

$$\bar{c} \frac{d}{dt} \left( \frac{3 T_{1i} + T_{1i+1}}{4} \right) = \frac{2 \bar{b}}{\Delta x^2} (T_{1i+1} - T_{1i}) - \bar{f} \left( \frac{3 T_{1i} + T_{1i+1}}{4} \right) + \bar{d} \quad (\text{III.4.23})$$

Utilizando-se o algoritmo de Crank-Nicholson

$$\begin{aligned} \frac{\bar{c}}{4\Delta t} (3 T_{1i}^{n+1} - 3 T_{1i}^n + T_{1i+1}^{n+1} - T_{1i+1}^n) &= \frac{2\bar{b}}{2\Delta x^2} (T_{1i+1}^{n+1} + T_{1i+1}^{n+1} - \\ - T_{1i}^n) - \frac{\bar{f}}{8} (3 T_{1i}^{n+1} + 3 T_{1i}^n + T_{1i+1}^{n+1} + T_{1i+1}^n) &+ \frac{\bar{d}^{n+1} + \bar{d}^n}{2} \end{aligned} \quad (\text{III.4.24})$$

$$\begin{aligned} \left( \frac{3\bar{c}}{4\Delta t} + \frac{\bar{b}}{\Delta x^2} + \frac{3\bar{f}}{8} \right) T_{1i}^{n+1} + \left( \frac{\bar{c}}{4\Delta t} - \frac{\bar{b}}{\Delta x^2} + \frac{\bar{f}}{8} \right) T_{1i+1}^{n+1} &= \\ = \left( \frac{3\bar{c}}{4\Delta t} - \frac{\bar{b}}{\Delta x^2} - \frac{3\bar{f}}{8} \right) T_{1i}^n + \left( \frac{\bar{c}}{4\Delta t} + \frac{\bar{b}}{\Delta x^2} - \frac{\bar{f}}{8} \right) T_{1i+1}^n + \frac{\bar{d}^{n+1} + \bar{d}^n}{2} \end{aligned} \quad (\text{III.4.25})$$

Definindo-se

$$D_1^n = \left( \frac{3\bar{c}}{4\Delta t} + \frac{\bar{b}}{\Delta x^2} + \frac{3\bar{f}}{8} \right)$$

$$F_1^n = \left( \frac{\bar{c}}{4\Delta t} - \frac{\bar{b}}{\Delta x^2} + \frac{\bar{f}}{8} \right)$$

$$G_1^n = \left( \frac{3\bar{c}}{4\Delta t} - \frac{\bar{b}}{\Delta x^2} - \frac{3\bar{f}}{8} \right)$$

$$H_1^n = \left( \frac{\bar{c}}{4\Delta t} + \frac{\bar{b}}{\Delta x^2} - \frac{\bar{f}}{8} \right)$$

$$S_1^n = \frac{\bar{d}^{n+1} + \bar{d}^n}{2} \quad (\text{III.4.26})$$

temos

$$D_1^n T_{1_1}^{n+1} + F_1^n T_{1_2}^{n+1} = G_1^n T_{1_1}^n + H_1^n T_{1_2}^n + S_1^n \quad (\text{III.4.27})$$

Para o limite superior do núcleo a integração da equação (III.4.6) é feita entre  $x_{i-1/2}$  e  $x_i$ , sendo  $i = N$

$$\int_{x_{i-1/2}}^{x_i} c_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} dx = \int_{x_{i-1/2}}^{x_i} b_1 \frac{\partial^2 T_1}{\partial x^2} dx - \int_{x_{i-1/2}}^{x_i} f_1 T_1 dx + \int_{x_{i-1/2}}^{x_i} d_1 dx \quad (\text{III.4.28})$$

Utilizando-se a condição de contorno (III.4.5)

$$\begin{aligned} \frac{c_1 i + c_1 i-1/2}{2} \frac{d}{dt} \left( \frac{T_{1_i} + T_{1_i-1/2}}{2} \right) \frac{\Delta x}{2} &= \frac{b_1 i + b_1 i-1/2}{2} \left[ \frac{\partial T_1}{\partial x} \Big|_{x_i} - \frac{\partial T_1}{\partial x} \Big|_{x_{i-1/2}} \right] \\ - \left( \frac{f_1 i + f_1 i-1/2}{2} \right) \left( \frac{T_{1_i} + T_{1_i-1/2}}{2} \right) \frac{\Delta x}{2} &+ \left( \frac{d_1 i + d_1 i-1/2}{2} \right) \frac{\Delta x}{2} \quad (\text{III.4.29}) \end{aligned}$$



sendo

$$\begin{aligned}
 Cl_{i-1/2} &= \frac{Cl_{i-1} + Cl_i}{2} \\
 bl_{i-1/2} &= \frac{bl_{i-1} + bl_i}{2} \\
 fl_{i-1/2} &= \frac{fl_{i-1} + fl_i}{2} \\
 dl_{i-1/2} &= \frac{dl_{i-1} + dl_i}{2}
 \end{aligned} \tag{III.4.30}$$

Substituindo (III.4.30) em (III.4.29) tem-se

$$\begin{aligned}
 \left( \frac{3Cl_i + Cl_{i-1}}{4} \right) \frac{d}{dt} \left( \frac{3T_{1i} + T_{1i-1}}{4} \right) \frac{\Delta x}{2} &= \left( \frac{3bl_i + bl_{i-1}}{4} \right) \left( \frac{T_{1i-1} - T_{1i}}{\Delta x} \right) - \\
 - \left( \frac{3fl_i + fl_{i-1}}{4} \right) \left( \frac{3T_{1i} + T_{1i-1}}{4} \right) \frac{\Delta x}{2} &+ \left( \frac{3dl_i + dl_{i-1}}{4} \right) \frac{\Delta x}{2}
 \end{aligned} \tag{III.4.31}$$

Definindo

$$\begin{aligned}
 \bar{c}l &= \frac{3Cl_i + Cl_{i-1}}{4} \\
 \bar{b}l &= \frac{3bl_i + bl_{i-1}}{4} \\
 \bar{f}l &= \frac{3fl_i + fl_{i-1}}{4} \\
 \bar{d}l &= \frac{3dl_i + dl_{i-1}}{4}
 \end{aligned} \tag{III.4.32}$$

Substituindo (III.9.32) em (III.4.41) tem-se

$$\bar{c}l \frac{d}{dt} \left( \frac{3T_{1i} + T_{1i-1}}{4} \right) = \frac{\bar{b}l}{\Delta x^2} (T_{1i-1} - T_{1i}) - \bar{f}l \left( \frac{3T_{1i} + T_{1i-1}}{4} \right) + \bar{d}l \tag{III.4.33}$$

Aplicando-se o algoritmo de Crank-Nicholson

$$\begin{aligned} \frac{\bar{c}l}{4\Delta t} (3T_{1i}^{n+1} - 3T_{1i}^n + T_{1i-1}^{n+1} - T_{1i-1}^n) &= \frac{\bar{b}l^2}{\Delta x^2} \left( \frac{T_{1i-1}^{n+1} + T_{1i-1}^n}{2} - \right. \\ &\left. - \frac{T_{1i}^{n+1} + T_{1i}^n}{2} \right) - \frac{\bar{f}l}{4} \left( \frac{3T_{1i}^{n+1} + 3T_{1i}^n}{2} + \frac{T_{1i-1}^{n+1} + T_{1i-1}^n}{2} \right) + \frac{\bar{d}l^{n+1} + \bar{d}l^n}{2} \end{aligned} \quad (\text{III.4.34})$$

$$\left( \frac{3\bar{c}l}{4\Delta t} + \frac{\bar{b}l}{\Delta x^2} + \frac{3\bar{f}l}{8} \right) T_{1i}^{n+1} + \left( \frac{\bar{c}l}{4\Delta t} - \frac{\bar{b}l}{\Delta x^2} + \frac{\bar{f}l}{8} \right) T_{1i-1}^{n+1} = \left( \frac{3\bar{c}l}{4\Delta t} - \frac{\bar{b}l}{\Delta x^2} - \frac{3\bar{f}l}{8} \right)$$

$$T_{1i}^n + \left( \frac{\bar{c}l}{4\Delta t} + \frac{\bar{b}l}{\Delta x^2} - \frac{\bar{f}l}{8} \right) T_{1i-1}^n + \frac{\bar{d}l^{n+1} + \bar{d}l^n}{2} \quad (\text{III.4.35})$$

sendo

$$D_N^n = \left( \frac{3\bar{c}l}{4\Delta t} + \frac{\bar{b}l}{\Delta x^2} + \frac{3\bar{f}l}{8} \right)$$

$$F_N^n = \left( \frac{\bar{c}l}{4\Delta t} - \frac{\bar{b}l}{\Delta x^2} + \frac{\bar{f}l}{8} \right) \quad (\text{III.4.36})$$

$$G_N^n = \left( \frac{3\bar{c}l}{4\Delta t} - \frac{\bar{b}l}{\Delta x^2} - \frac{3\bar{f}l}{8} \right)$$

$$H_N^n = \left( \frac{\bar{c}l}{4\Delta t} + \frac{\bar{b}l}{\Delta x^2} - \frac{\bar{f}l}{8} \right)$$

$$S_N^n = \frac{\bar{d}l^{n+1} + \bar{d}l^n}{2}$$

Substituindo (III.4.36) em (III.4.35) fazendo  $e = N$  obtem-se

$$D_N^n T_{1N}^{n+1} + F_N^n T_{1N-1}^{n+1} = G_N^n T_{1N}^n + H_N^n T_{1N-1}^n + S_N^n \quad (\text{III.4.37})$$

As equações (III.4.17), (III.4.27) e (III.4.37)

$$D_1^n T_{11}^{n+1} + F_1^n T_{12}^{n+1} = G_1^n T_{11}^n + H_1^n T_{12}^n + S_1^n$$

$$D_i^n T_{1i}^{n+1} + F_i^n T_{1i+1}^{n+1} + F_i^n T_{1i-1}^{n+1} = G_i^n T_{1i}^n + H_i^n T_{1i+1}^n + H_i^n T_{1i-1}^n +$$

$$+ S_i \quad (i = 2, \dots, N - 1)$$

$$D_N^n T_{1N}^{n+1} + F_N^n T_{1N-1}^{n+1} = G_N^n T_{1N}^n + H_N^n T_{1N-1}^n + S_N^n$$

podem ser colocadas na forma matricial  $\underline{\underline{A}}^n \underline{\underline{T}}^{n+1} = \underline{\underline{d}}^n$  (III.4.48)

$$\begin{bmatrix} D_1^n & F_1^n & & & & \\ F_2^n & D_2^n & F_2^n & & & \\ & F_3^n & D_3^n & F_3^n & & \\ & & & & & & \\ & & & F_{N-1}^n & D_{N-1}^n & F_{N-1}^n & \\ & & & & F_N^n & D_N^n & \\ & & & & & & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{11}^{n+1} \\ T_{12}^{n+1} \\ T_{13}^{n+1} \\ \vdots \\ T_{1N-1}^{n+1} \\ T_{1N}^{n+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d_1^n \\ d_2^n \\ d_3^n \\ \vdots \\ d_{N-1}^n \\ d_N^n \end{bmatrix}$$

Fatorização da matriz  $\underline{\underline{A}}$

$$\underline{\underline{L}}^n \underline{\underline{S}}^n = \underline{\underline{A}}^n \quad (\text{III.4.49})$$

$$\underline{\underline{L}} = \begin{bmatrix} 1 & & & & & & \\ & E_2 & & & & & \\ & & 1 & & & & \\ & & & E_3 & & & \\ & & & & \ddots & & \\ & & & & & E_N & \\ & & & & & & 1 \end{bmatrix} \quad \underline{\underline{S}} = \begin{bmatrix} P_1 & & & & & & \\ & F_1 & & & & & \\ & & P_2 & & & & \\ & & & F_2 & & & \\ & & & & P_3 & & \\ & & & & & F_3 & \\ & & & & & & \ddots & \\ & & & & & & & F_{N-1} \\ & & & & & & & & P_N \end{bmatrix}$$

Para que  $\underline{\underline{L}} \underline{\underline{S}} = \underline{\underline{A}}$  tem-se

$$P_1 = D_1$$

$$E_i = F_i / P_{i-1} \quad i = 2, \dots, N$$

$$P_i = D_i - F_{i-1} E_i \quad (III.4.50)$$

Para resolver  $\underline{\underline{L}}^n \underline{\underline{S}}^n \underline{\underline{T}}^{n+1} = \underline{\underline{d}}^n \quad (III.4.51)$

Define-se

$$\underline{\underline{x}}^n = \underline{\underline{S}}^n \underline{\underline{T}}^{n+1} \quad (III.4.52)$$

Substituindo (III.4.52) em (III.4.51) tem-se

$$\underline{\underline{L}}^n \underline{\underline{x}}^n = \underline{\underline{d}}^n \quad (III.4.53)$$

$$\begin{bmatrix} 1 & & & & & & \\ & E_2 & & & & & \\ & & 1 & & & & \\ & & & E_3 & & & \\ & & & & \ddots & & \\ & & & & & E_N & \\ & & & & & & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ \vdots \\ x_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d_1 \\ d_2 \\ d_3 \\ \vdots \\ d_N \end{bmatrix}$$

$$x_1 = d_1$$

$$x_i = d_i - E_i - x_{i-1}, \quad i = 2, \dots, N \tag{III.4.54}$$

De (III.4.52) temos:

$$\begin{bmatrix} P_1 & F_1 & & & & & & \\ & P_2 & F_2 & & & & & \\ & & & & & & & \\ & & & & F_{N-1} & & & \\ & & & & & & & \\ & & & & & & P_N & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{11}^{n-1} \\ T_{12}^{n+1} \\ \\ T_{1N-1}^{n+1} \\ T_{1N}^{n+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \\ x_{N-1} \\ x_N \end{bmatrix}$$

$$T_{1N}^{n+1} = x_N / P_N$$

$$T_{1i}^{n+1} = (x_i - F_i T_{1i+1}^{n+1}) / P_i, \quad i = (N-1, \dots, 1) \tag{III.4.55}$$

Cálculo de  $\underline{d}^n$

Das equações (III.4.17), (III.4.27) e (III.4.37)

$$d_1^n = G_1^n T_{11}^n + H_1^n T_{12}^n + S_1^n \tag{III.4.56}$$

$$d_i^n = G_i^n T_{1i}^n + H_i^n T_{1i+1}^n + H_i^n T_{1i-1}^n + S_i^n, \quad (i = 2, \dots, N-1) \tag{III.4.57}$$

$$d_N^n = G_N^n T_{1N}^n + H_N^n T_{1N-1}^n + S_N^n \tag{III.4.58}$$

Fazendo

$$\underline{B}^n \underline{T}^n + \underline{S}^n = \underline{d}^n \tag{III.4.59}$$

$$\begin{bmatrix} G_1 & & & & & & & \\ H_2 & G_2 & & & & & & \\ & H_3 & G_3 & & & & & \\ & & H_{N-1} & G_{N-1} & & & & \\ & & & H_N & G_N & & & \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix} T_{11}^n \\ T_{12}^n \\ T_{13}^n \\ \vdots \\ T_{1N-1}^n \\ T_{1N}^n \end{bmatrix}
 +
 \begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ \vdots \\ S_{N-1} \\ S_N \end{bmatrix}
 =
 \begin{bmatrix} d_1 \\ d_2 \\ d_3 \\ \vdots \\ d_{N-1} \\ d_N \end{bmatrix}$$

Fatorização de  $\underline{B}^n$

Para que

$$\underline{U}^n = \underline{R}^n \underline{B}^n \tag{III.4.60}$$

$$\underline{U}^n =
 \begin{bmatrix} 1 & & & & & & & \\ EE_2 & 1 & & & & & & \\ & EE_3 & 1 & & & & & \\ & & EE_{N-1} & 1 & & & & \\ & & & EE_N & 1 & & & \end{bmatrix}
 \underline{R}^n =
 \begin{bmatrix} PP_1 & H_1 & & & & & & \\ & PP_2 & H_2 & & & & & \\ & & PP_3 & H_3 & & & & \\ & & & & & & & \\ & & & & & & PP_{N-1} & H_{N-1} \\ & & & & & & & PP_N \end{bmatrix}$$

$$PP_1 = G_1$$

$$EE_i = H_i / PP_{i-1} \quad (i = 2, \dots, N)$$

$$PP_i = G_i - H_{i-1} EE_i \tag{III.4.61}$$

Substituindo (III.4.60) em (III.4.59) tem-se

$$\underline{U}^n \underline{R}^n \underline{T}^n + \underline{S}^n = \underline{d}^n \tag{III.4.62}$$

Define-se

$$\underline{v}^n = \underline{R}^n \underline{T}^n \tag{III.4.63}$$

$$\begin{bmatrix} PP_1 & H_1 & & & & \\ & PP_2 & H_2 & & & \\ & & PP_3 & H_3 & & \\ & & & PP_{N-1} & H_{N-1} & \\ & & & & PP_N & \\ v_N = PP_N T_{1N}^n & & & & & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{11}^n \\ T_{12}^n \\ T_{12}^n \\ T_{1N-1}^n \\ T_{1N}^n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \\ v_3 \\ v_{N-1} \\ v_N \end{bmatrix}$$

$$v_i = PP_i T_{1i}^n + H_i T_{1i+1}^n, \quad i = (N-1, \dots, 1) \quad (III.4.64)$$

Substituindo (III.4.63) em (III.4.62)

$$\underline{U}^n \underline{v}^n + \underline{S}^n = \underline{d}^n \quad (III.4.65)$$

$$\begin{bmatrix} 1 & & & & \\ EE_2 & 1 & & & \\ & EE_3 & 1 & & \\ & & EE_{N-1} & 1 & \\ & & & EE_N & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \\ v_{N-1} \\ v_N \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_{N-1} \\ S_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d_1 \\ d_2 \\ d_{N-1} \\ d_N \end{bmatrix}$$

$$\begin{aligned} d_1 &= v_1 + S_1 \\ d_i &= EE_i v_{i-1} + v_i + S_i, \quad (i = 2, \dots, N) \end{aligned} \quad (III.4.66)$$

Condição Inicial

Como no período anterior de ebulição nucleada não foi calculado a distribuição axial das temperaturas do combustível, revestimento e refrigerante nesta etapa, é feito um cálculo estacionário dessas temperaturas que são utilizadas como condições iniciais nos cálculos transientes.

Partindo da equação (III.4.17) e fazendo

$$T_{1i}^{n+1} = T_{1i}^n \quad \text{e} \quad q_i^{n+1} = q_i^n \quad \text{tem-se}$$

$$(D_i^n - G_i^n) T_{1i}^n + (F_i^n - H_i^n) T_{1i+1}^n + (F_i^n - H_i^n) T_{1i-1}^n = S_i, \quad (i = 2, N-1) \quad (\text{III.4.67})$$

sendo

$$R_i^n = D_i^n - G_i^n \quad (i = 2, \dots, N-1)$$

$$Q_i^n = F_i^n - H_i^n \quad (i = 2, \dots, N-1)$$

$$S_i^n = d1_i^n \quad (\text{III.4.68})$$

Da equação (III.4.27) tem-se

$$(D_1^n - G_1^n) T_{11}^n + (F_1^n - H_1^n) T_{12}^n = S_1^n \quad (\text{III.4.69})$$

$$R_1^n = D_1^n - G_1^n \quad S_1^n = d1_1^n$$

$$Q_1^n = (F_1^n - H_1^n) \quad (\text{III.4.70})$$

Da equação (III.4.37)

$$(D_N^n - G_N^n) T_{1N}^n + (F_N^n - H_N^n) T_{1N-1}^n = S_N^n \quad (\text{III.4.71})$$

$$R_N^n = (D_N^n - G_N^n)$$

$$Q_N^n = (F_N^n - H_N^n)$$

$$S_N^n = d1_N^n \quad (\text{III.4.72})$$

Logo com as equações (III.4.67) a (III.4.72) tem-se

$$R_1^n T_{11}^n + Q_1^n T_{12}^n = S_1^n \quad (\text{III.4.73})$$



$$R_i^n T_{1_i}^n + Q_i^n T_{1_{i+1}}^n + Q_i^n T_{1_{i-1}}^n = S_i \quad (i = 2, \dots, N-1) \quad (\text{III.4.74})$$

$$R_N^n T_{1_N}^n + Q_N^n T_{1_{N-1}}^n = S_N \quad (\text{III.4.75})$$

Fazendo  $\underline{C}^n \underline{T}^{n+1} = \underline{S}^n$  (III.4.76)

$$\begin{bmatrix} R_1 & Q_1 & & & & \\ & Q_2 & R_2 & Q_2 & & \\ & & & & & \\ & & & & & \\ & & Q_{N-1} & R_{N-1} & Q_{N-1} & \\ & & & & & \\ & & & & Q_N & R_N \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{11}^n \\ T_{12}^n \\ \\ T_{1_{N-1}}^n \\ T_{1N}^n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ \\ S_{N-1} \\ S_N \end{bmatrix}$$

Fatorizando  $\underline{C}$

$$\underline{D}^n \underline{E}^n = \underline{C}^n \quad (\text{III.4.77})$$

$$\underline{D} = \begin{bmatrix} 1 & & & & & \\ & z_2 & 1 & & & \\ & & & z_3 & 1 & \\ & & & & & z_N \\ & & & & & 1 \end{bmatrix} ; \quad \underline{E} = \begin{bmatrix} Y_1 & Q_1 & & & & \\ & & Y_2 & Q_2 & & \\ & & & & & \\ & & & & & \\ & & & & & Q_{N-1} \\ & & & & & Y_N \end{bmatrix}$$

Para que

$$\underline{D} \underline{E} = \underline{C} \quad (\text{III.4.78})$$

$$Y_1 = R_1$$

$$z_i = Q_i / Y_{i-1} \quad (i = 2, \dots, N)$$

$$Y_i = R_i - Q_{i-1} z_i \quad (\text{III.4.79})$$

Substituindo (III.4.78) em (III.4.76) tem-se

$$\underline{\underline{D}}^n \underline{\underline{E}}^n \underline{\underline{T}}^{n+1} = \underline{\underline{S}}^n \quad (\text{III.4.80})$$

Definindo-se  $\underline{x} = \underline{\underline{E}}^n \underline{\underline{T}}^{n+1}$  (III.4.81)

Calcula-se  $\underline{\underline{D}}^n \underline{x} = \underline{\underline{S}}^n$  (III.4.82)

$$\begin{bmatrix} 1 & & & & \\ & Z_2 & & & \\ & & 1 & & \\ & & & Z_3 & \\ & & & & 1 \\ & & & & & Z_N \\ & & & & & & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ \vdots \\ x_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ \vdots \\ S_N \end{bmatrix}$$

$$x_1 = S_1$$

$$x_i = S_i - Z_i \cdot x_{i-1} \quad (i = 2, \dots, N) \quad (\text{III.4.83})$$

Da equação (III.4.81)

$$\begin{bmatrix} Y_1 & Q_1 & & & \\ & Y_2 & Q_2 & & \\ & & & Q_{N-1} & \\ & & & & Y_N \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{11}^n \\ T_{12}^n \\ \vdots \\ T_{1N-1}^n \\ T_{1N}^n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_{N-1} \\ x_N \end{bmatrix}$$

$$T_{1N}^n = x_N / Y_N$$

$$T_{1i}^n = (x_i - Q_i T_{1i+1}^n) / Y_i, \quad (i = N-1, \dots, 1) \quad (\text{III.4.84})$$

Distribuição de temperatura no revestimento

Da equação (II.5.3) tem-se

$$c_2 \frac{\partial T_2(x,t)}{\partial t} = b_2 \frac{\partial^2 T_2(x,t)}{\partial x^2} + \frac{1}{ET} \left[ T_1(x,t) - T_2(x,t) \right] - \frac{1}{E2} \left[ T_2(x,t) - T_3(x,t) \right]$$

$$c_2 \frac{\partial T_2(x,t)}{\partial t} = b_2 \frac{\partial^2 T_2(x,t)}{\partial x^2} + \frac{1}{ET} T_1(x,t) - \frac{1}{ET} T_2(x,t) - \frac{1}{E2} T_2(x,t) - \frac{1}{E2} T_3(x,t) \quad (\text{III.4.85})$$

$$c_2 \frac{\partial T_2(x,t)}{\partial t} = b_2 \frac{\partial^2 T_2(x,t)}{\partial x^2} - \left( \frac{1}{ET} + \frac{1}{E2} \right) T_2(x,t) + \frac{1}{ET} T_1(x,t) + \frac{1}{E2} T_3(x,t) \quad (\text{III.4.86})$$

sendo

$$f_2 = \left( \frac{1}{ET} + \frac{1}{E2} \right) \quad (\text{III.4.87})$$

$$d_2 = \frac{1}{ET} T_1(x,t) + \frac{1}{E2} T_3(x,t) \quad (\text{III.4.87})$$

$$c_2 \frac{\partial T_2(x,t)}{\partial t} = b_2 \frac{\partial^2 T_2(x,t)}{\partial x^2} - f_2 T_2(x,t) + d_2 \quad (\text{III.4.89})$$

A equação (III.4.89) é análoga a equação (III.4.1), logo o cálculo da distribuição da temperatura no revestimento é feita da mesma maneira que o cálculo apresentado anteriormente para a distribuição de temperatura no combustível.

III.4.2. Distribuição de temperatura no vapor de sódio.

Rearranjando a equação (II.5.4) tem-se

$$A_v \left( \frac{\partial T_v(x,t)}{\partial t} + U_v \frac{\partial T_v(x,t)}{\partial x} \right) = C_v \left( T_2(x,t) - T_v(x,t) \right) \quad (\text{III.4.90})$$

$$A_v \frac{\partial T_v(x,t)}{\partial t} + A_v U_v \frac{\partial T_v(x,t)}{\partial x} = C_v T_2(x,t) - C_v T_v(x,t) \quad (\text{III.4.91})$$

$$A_v \frac{\partial T_v(x,t)}{\partial t} = - A_v U_v \frac{\partial T_v(x,t)}{\partial x} - C_v T_v(x,t) + C_v T_2(x,t) \quad (\text{III.4.92})$$

onde

$$A_v = \rho_v c p_v$$

$$b_v = A_v U_v$$

$$C_v = Pe_1 h_v$$

$$S_v = C_v T_2(x,t)$$

$$A_v \frac{\partial T_v(x,t)}{\partial t} + b_v \frac{\partial T_v(x,t)}{\partial x} + C_v T_v(x,t) - S_v = 0 \quad (\text{III.4.93})$$

Integrando-se a equação acima

$$\int_{x_i}^{x_{i+1}} A_v \frac{\partial T_v(x,t)}{\partial t} dx + \int_{x_i}^{x_{i+1}} b_v \frac{\partial T_v(x,t)}{\partial x} dx + \int_{x_i}^{x_{i+1}} C_v T_v(x,t) dx - \int_{x_i}^{x_{i+1}} S_v dx = 0 \quad (\text{III.4.94})$$

$$\left(\frac{Av_i + Av_{i+1}}{2}\right) \frac{d}{dt} \left(\frac{T_{vi} + T_{vi+1}}{2}\right) + \left(\frac{bv_i + bv_{i+1}}{2}\right) \left(\frac{T_{vi+1} - T_{vi}}{\Delta x}\right) + \left(\frac{Cv_i + Cv_{i+1}}{2}\right) \left(\frac{T_{vi} + T_{vi+1}}{2}\right) - \left(\frac{Sv_i + Sv_{i+1}}{2}\right) = 0 \quad (\text{III.4.95})$$

sendo

$$\begin{aligned} \bar{A}v_i &= \left(\frac{Av_i + Av_{i+1}}{4}\right) \\ \bar{b}v_i &= \left(\frac{bv_i + bv_{i+1}}{2\Delta x}\right) \\ \bar{C}v_i &= \left(\frac{Cv_i + Cv_{i+1}}{4}\right) \\ \bar{S}v_i &= \left(\frac{Sv_i + Sv_{i+1}}{2}\right) \end{aligned} \quad (\text{III.4.96})$$

Substituindo (III.4.96) em (III.4.95) tem-se

$$\bar{A}v_i \frac{d}{dt} (T_{vi} + T_{vi+1}) + \bar{b}v_i (T_{vi+1} - T_{vi}) + \bar{C}v_i (T_{vi} + T_{vi+1}) - \bar{S}v_i = 0 \quad (\text{III.4.97})$$

Utilizando-se "Crank-Nicholson Method"

$$\begin{aligned} \frac{\bar{A}v_i^n}{\Delta t} (T_{vi}^{n+1} - T_{vi}^n + T_{vi+1}^{n+1} - T_{vi+1}^n) + \frac{\bar{b}v_i^n}{2} (T_{vi+1}^{n+1} + T_{vi+1}^n - T_{vi}^n - T_{vi}^{n+1}) + \\ + \frac{\bar{C}v_i^{-n}}{2} (T_{vi}^{n+1} + T_{vi}^n + T_{vi+1}^{n+1} + T_{vi+1}^n) - \left(\frac{\bar{S}v_i^n + \bar{S}v_i^{n+1}}{2}\right) = 0 \end{aligned} \quad (\text{III.4.98})$$

$$\left(\frac{\bar{A}v_i^n}{\Delta t} + \frac{\bar{b}v_i^n}{2} + \frac{\bar{C}v_i^n}{2}\right) T_{vi+1}^{n+1} + \left(\frac{\bar{A}v_i^n}{\Delta t} - \frac{\bar{b}v_i^n}{2} + \frac{\bar{C}v_i^n}{2}\right) T_{vi}^{n+1} =$$

$$= \left( \frac{\bar{A}v_i^n}{\Delta t} - \frac{\bar{b}v_i^n}{2} - \frac{\bar{c}v_i^n}{2} \right) T_{vi+1}^n + \left( \frac{\bar{A}v_i^n}{\Delta t} + \frac{\bar{b}v_i^n}{2} - \frac{\bar{c}v_i^n}{2} \right) T_{vi}^n + \frac{\bar{S}v_i^n + \bar{S}v_i^{n+1}}{2} = 0$$

(III.4.99)

Definindo-se

$$\begin{aligned} Dv_i^n &= \left( \frac{\bar{A}v_i^n}{\Delta t} - \frac{\bar{b}v_i^n}{2} + \frac{\bar{c}v_i^n}{2} \right) \\ Ev_i^n &= \left( \frac{\bar{A}v_i^n}{\Delta t} + \frac{\bar{b}v_i^n}{2} + \frac{\bar{c}v_i^n}{2} \right) \\ Pv_i^n &= \left( \frac{\bar{A}v_i^n}{\Delta t} - \frac{\bar{b}v_i^n}{2} - \frac{\bar{c}v_i^n}{2} \right) \\ Fv_i^n &= \left( \frac{\bar{A}v_i^n}{\Delta t} + \frac{\bar{b}v_i^n}{2} - \frac{\bar{c}v_i^n}{2} \right) \\ Gv_i^n &= \left( \frac{\bar{S}v_i^n + \bar{S}v_i^{n+1}}{2} \right) \end{aligned}$$

(III.4.100)

Substituindo (III.4.100) em (III.4.99)

$$Dv_i^n T_{vi}^{n+1} + Ev_i^n T_{vi+1}^{n+1} = Fv_i^n T_{vi}^n + Pv_i^n T_{vi+1}^n + Gv_i^n \quad (III.4.101)$$

Logo

$$T_{vi+1}^{n+1} = \frac{Fv_i^n T_{vi}^n + Pv_i^n T_{vi+1}^n + Gv_i^n - Dv_i^n T_{vi}^{n+1}}{Ev_i^n} \quad (i = 1, N_v)$$

(III.4.102)

OBS.:

A temperatura do vapor em qualquer tempo  $t$ , para  $i = 1$  será igual a temperatura de saturação e  $N_v$  vai variar de acordo com a altura da interface líquido-vapor.

### III.4.3. Cálculo da massa de revestimento fundido

A massa de aço fundido  $\bar{e}$  dada por:

$$\frac{dM_{ss}}{dt} = \frac{T_l - T_m}{h_{sf} E l} \quad (\text{II.6.5})$$

A solução numérica desta equação pode ser dada por:

$$\frac{M_{ss}^{n+1} - M_{ss}^n}{\Delta t} = \frac{T_l - T_m}{h_{sf} E l} \quad (\text{III.4.103})$$

$$M_{ss}^{n+1} = M_{ss}^n + \frac{T_l - T_m}{h_{sf} E l} \Delta t \quad (\text{III.4.104})$$

## C A P Í T U L O IV

### RESULTADOS E CONCLUSÕES

#### IV.1. Introdução

Quando ocorre um acidente de perda de vazão forçada de sódio no núcleo de um reator, este é imediatamente desligado. Com a brusca redução da potência nuclear, a potência de decaimento radioativo dos produtos de fissão e o calor armazenado no combustível e revestimento tornam-se as principais fontes de energia no vaso do reator. O calor gerado no combustível é transferido para o revestimento e finalmente para o sódio.

Este capítulo é subdividido em três partes. Na primeira parte é feita a apresentação dos resultados obtidos e na segunda parte é feita a discussão dos mesmos. A terceira parte é destinada as conclusões.

#### IV.2. Apresentação dos Resultados

Os parâmetros físicos e térmicos utilizados nos cálculos das distribuições de temperaturas durante as várias fases do acidente são apresentados nas tabelas (IV.2.1) e (IV.2.2).

Na tabela (IV.2.3) são apresentados valores de temperaturas do combustível, revestimento e refrigerante no núcleo, na câmara inferior e superior. Nessa tabela (IV.2.3) são mostrados também a vazão de recirculação e coeficiente de transferência de calor para o período de circulação natural. Esses resultados foram obtidos através das equações (II.2.35), (II.2.36)(II.2.37), (II.2.40) e (II.2.41), utilizando-se os métodos desenvolvidos no capítulo III.

Na figura (IV.2.1), podemos observar o comportamento das temperaturas do combustível, revestimento e refrigerante no início do transiente. No começo, a temperatura do combustível decresce, já que o calor que é transferido para o revestimento é



maior que o que está sendo gerado. A temperatura do revestimento aumenta até um máximo de aproximadamente 1500 °F e depois segue o mesmo comportamento da temperatura do combustível. A temperatura do refrigerante no núcleo aumenta a medida que recebe calor do revestimento.

As figuras (IV.2.4) e (IV.2.5) mostram o coeficiente de transferência de calor do revestimento para o sódio e a vazão de recirculação do sódio. Nota-se que no início do acidente, eles se comportam da mesma forma que a temperatura do revestimento.

O fim do período de convecção natural é mostrado na figura (IV.2.3). Pode-se observar que o período de ebulição subresfriada começa quando a temperatura do revestimento atinge a temperatura de 1620,2°F. O período de circulação natural leva 10,1 horas para chegar ao fim.

Na figura (IV.2.3) também é mostrado o comportamento das temperaturas do combustível, revestimento, e refrigerante no núcleo, câmara superior e inferior durante o período de ebulição subresfriada. Nota-se que ocorre uma queda nas temperaturas do combustível e revestimento e depois elas permanecem quase constantes na fase final deste período, e no período de ebulição nucleada. Esta queda ocorre, porque o coeficiente de transferência de calor durante a circulação natural diminui a medida que a vazão de sódio diminui, mas quando ocorre formação de bolha, este coeficiente aumenta.

A tabela (IV.2.4) são apresentados alguns valores de temperaturas, vazão e coeficiente de transferência de calor para ebulição subresfriada.

O período de ebulição subresfriada leva 2,5 horas e termina quando a temperatura da câmara superior atinge a temperatura de saturação do sódio (1618,6 °F).

Na tabela IV.2.5. são apresentados alguns resultados obtidos para o início do período de ebulição nucleada.

Nota-se que a vazão de recirculação do sódio aumenta durante a ebulição, devido a força de empuxo das bolhas de vapor que se despreendem e sobem.

Durante todo o período de ebulição nucleada as temperaturas do combustível e revestimento permanecem quase constantes como pode ser observado na figura (IV.2.3).

De acordo com a referência (2) e uma estimativa que efetuamos (Apêndice C), considera-se que o período de ebulição leva 32 horas para terminar. Esta consideração é necessária por que para executar 1600 seg de cálculo de transiente durante o período de ebulição gasta-se 480 minutos de CPU no computador Honeywell-Bull. Portanto, se fossem calculadas as 32 horas do período de ebulição, levaria cerca de 24 dias de cálculo ininterrupto.

O tempo do período de ebulição é utilizado como ponto de partida para a nova fase do acidente.

Durante o período de secagem do núcleo, nota-se que na parte superior do núcleo que é resfriada por vapor de sódio, as temperaturas do combustível e revestimento crescem linearmente com o tempo (Fig.IV.2.6). Uma distribuição axial das temperaturas do combustível e revestimento é mostrada na tabela (IV.2.6).

A velocidade do vapor de sódio e o coeficiente de transferência de calor diminuem a medida que o nível de sódio no núcleo aumenta, isto se explica porque menos vapor de sódio é gerado (Figs. (IV.2.7) e (IV.2.8)).

O revestimento atinge sua temperatura de fusão em 447 segundos.

Durante a fusão do revestimento nota-se que a velocidade do vapor de sódio não é suficiente para carregar o aço fundido, logo um bloqueio da passagem do refrigerante para a câmara

inferior é esperado. Na figura (IV.2.7) podemos observar que a velocidade do vapor no início do período de fusão do revestimento é de 6,5 ft/seg, enquanto que a velocidade mínima do vapor para carregar o aço fundido é de aproximadamente 45 ft/seg. São necessários cerca de 70 segundos para que o revestimento seja fundido.

T A B E L A IV.2.1

Parâmetros do CRBR<sup>(4)</sup>

Potência Nominal	BTU/seg	$9,24 \times 10^5$
Número de elementos combustíveis(EC)	-	198
Número de elementos férteis (EF)	-	150
Número de varetas combustíveis/EC	-	217
Número de varetas férteis/EF	-	61
Número de canais combustíveis/EC	-	438
Número de canais férteis/EF	-	126

No elemento combustível

Comprimento da vareta	ft	9,54
Comprimento do combustível ativo	ft	3,0
Raio da pastilha combustível	ft	$8,063 \times 10^{-3}$
Raio interno da vareta de revestimento	ft	$8,4 \times 10^{-3}$
Raio externo da vareta de revestimento	ft	$9,583 \times 10^{-3}$
Espaçamento entre varetas	ft	$2,4 \times 10^{-2}$
Diâmetro do fio espaçador helicoidal	ft	$4,666 \times 10^{-3}$

No elemento fértil

Comprimento da vareta	ft	8,75
Raio da pastilha	ft	$2,02 \times 10^{-2}$
Raio interno da vareta de revestimento	ft	$2,04 \times 10^{-2}$
Raio externo da vareta de revestimento	ft	$2,166 \times 10^{-2}$
Espaçamento entre varetas	ft	$4,66 \times 10^{-2}$
Diâmetro do fio espaçador helicoidal	ft	$3,08 \times 10^{-3}$

No vaso do reator

Continuação da Tabela IV.2.1

Distância entre as câmaras inferior e superior	ft	17,95
Volume da câmara superior	ft <sup>3</sup>	6607
Volume da câmara inferior	ft <sup>3</sup>	3218

T A B E L A IV.2.2

Parâmetros Termohidráulicos

Pressão no núcleo	lbf/ft <sup>2</sup>	2116,3
Temperatura de saturação do sódio	°F	1618,6
Temperatura de fusão do aço	°F	2600,3
Condutividade da folga <sup>(24)</sup>	$\frac{\text{Btu}}{\text{ft}^2 \text{ seg } ^\circ\text{F}}$	0,4892

Temperaturas iniciais de cálculo<sup>(2)</sup>

Temperatura do combustível	°F	2100
Temperatura do revestimento	°F	1150
Temperatura do refrigerante	°F	862,5
Temperatura da câmara superior	°F	995
Temperatura da câmara inferior	°F	730
Temperatura de entrada no núcleo	°F	730
Temperatura de saída no núcleo	°F	995

T A B E L A IV.2.3

Temperaturas, vazão de recirculação e coeficiente de transferência de calor para o período de circulação natural.

t	T1	T2	T3	T4	T5	$\dot{m}_3$	h3
seg	$^{\circ}\text{F}$	$^{\circ}\text{F}$	$^{\circ}\text{F}$	$^{\circ}\text{F}$	$^{\circ}\text{F}$	lb/s	$\text{BTU}/\text{ft}^2 \text{ s } ^{\circ}\text{F}$
1	2100	1150	862,5	995,0	730,0	102,4	0,0345
2	1771,6	1375,7	930,6	995,0	730,0	116,6	0,0363
3	1636,9	1438,8	1008,7	995,1	730,1	120,4	0,0361
4	1576,5	1452,7	1074,1	995,2	730,2	115,1	0,0347
5	1545,6	1453,3	1124,8	995,3	730,2	108,4	0,0333
6	1528,0	1451,5	1163,8	995,4	730,3	102,2	0,0321
7	1517,3	1449,7	1174,5	995,5	730,4	97,7	0,0312
8	1509,7	1445,4	1174,5	995,6	730,4	97,4	0,0312
9	1503,2	1440,8	1174,5	995,8	730,5	96,7	0,0311
10	1497,1	1436,2	1174,6	995,9	730,5	96,1	0,0310
20	1450,2	1398,3	1174,8	997,2	731,0	90,3	0,0302
40	1400,8	1358,0	1175,3	999,6	731,9	83,4	0,0291
60	1378,9	1340,2	1175,7	1001,8	732,8	80,0	0,0286
80	1367,1	1330,7	1176,1	1004,0	733,7	78,0	0,0283
100	1358,9	1324,3	1176,6	1006,1	734,6	76,6	0,0281
200	1333,3	1304,8	1178,7	1016,1	738,8	72,0	0,0273

Continuação da Tabela IV.2.3

400	1312,0	1288,6	1182,7	1034,4	746,9	67,2	0,0264
600	1305,4	1284,2	1186,7	1051,3	754,9	65,0	0,0260
800	1303,4	1283,4	1190,7	1067,3	762,9	63,7	0,0258
1000	1303,1	1284,0	1194,8	1082,7	770,9	62,8	0,0256
2000	1308,5	1292,5	1215,3	1151,1	812,0	59,2	0,0248
4000	1333,3	1320,5	1256,6	1256,8	894,6	54,7	0,0237
6000	1365,3	1354,0	1296,4	1334,9	974,3	52,4	0,0230
8000	1398,5	1388,0	1333,8	1374,6	1049,1	50,9	0,0226
10000	1430,2	1420,3	1368,3	1411,0	1118,1	50,0	0,0222
20000	1547,8	1540,0	1494,1	1530,0	1369,7	46,8	0,0209
36200	1626,9	1620,1	1581,4	1608,1	1544,2	43,7	0,0199



T A B E L A IV.2.4

Temperaturas, vazão de recirculação e coeficiente de transferência de calor durante o período de ebulição subresfriada.

t	T <sub>1</sub>	T <sub>2</sub>	T <sub>3</sub>	T <sub>4</sub>	T <sub>5</sub>	$\dot{m}_3$	h <sub>3</sub>
seg	°F	°F	°F	°F	°F	lb/s	Btu/ft <sup>2</sup> °F
36300	1625,6	1618,7	1581,7	1608,2	1544,8	43,7	0,0208
37000	1625,6	1618,8	1583,6	1609,2	1548,6	43,6	0,0218
38000	1625,5	1618,8	1586,1	1611,0	1553,7	43,4	0,0232
39000	1625,5	1618,8	1588,5	1612,6	1558,5	43,3	0,0248
40000	1625,4	1618,8	1590,7	1614,1	1562,9	43,2	0,0265
41000	1625,4	1618,8	1592,8	1615,5	1566,9	43,1	0,0283
42000	1625,4	1618,8	1594,7	1616,6	1571,1	42,9	0,0305
43000	1625,3	1618,8	1596,2	1617,4	1573,8	42,8	0,0320
44000	1625,3	1618,8	1597,8	1618,0	1577,1	42,7	0,0343
45000	1625,2	1618,9	1599,3	1618,4	1580,1	42,6	0,0366
45400	1625,2	1618,9	1600,0	1618,6	1581,4	42,5	0,0380

Tabela IV.2.5. Temperaturas do combustível, revestimento, refrigerante e câmara inferior, vazão de recirculação, coeficiente de transferência de calor e volume de vapor durante o período de ebulição nucleada.

t	T <sub>1</sub>	T <sub>2</sub>	T <sub>3</sub>	T <sub>5</sub>	$\dot{m}_3$	h <sub>3</sub>	V <sub>v</sub>
seg	°F	°F	°F	°F	lb/s	$\frac{\text{BTU}}{\text{ft}^2 \text{seg}^\circ\text{F}}$	ft <sup>3</sup>
45410	1625,2	618,9	1600	1581,4	65,9	0,038	0,075
45500	1625,2	1618,9	1600,2	1581,8	68,2	0,038	0,077
45600	1625,2	1618,9	1600,5	1582,4	70,9	0,039	0,079
45700	1625,2	1618,9	1600,7	1582,9	73,9	0,039	0,081
45800	1625,2	1618,9	1601,0	1583,5	77,3	0,040	0,083
45900	1625,2	1618,9	1601,3	1584,0	80,2	0,040	0,086
46000	1625,2	1618,9	1601,6	1584,6	84,8	0,041	0,088
46100	1625,2	1618,9	1601,9	1585,1	89,1	0,042	0,092
46200	1625,2	1618,9	1602,2	1585,8	93,9	0,042	0,095
46300	1625,2	1618,9	1602,5	1586,4	99,3	0,043	0,097
46400	1625,2	1618,9	1602,8	1587,1	105,3	0,044	0,102
46500	1625,2	1618,9	1603,2	1587,1	112,2	0,045	0,106
46600	1625,2	1618,9	1603,5	1588,5	119,9	0,046	0,110
46700	1625,2	1618,9	1603,9	1589,2	128,9	0,047	0,116
46800	1625,2	1618,9	1604,3	1589,9	139,3	0,048	0,123
46900	1625,2	1618,9	1604,7	1590,8	151,5	0,049	0,129

T A B E L A (IV.2.6)

Distribuição axial das temperaturas do combustível e revestimento e interface líquido - vapor.

t' (seg)	ℓ(t) (ft)	T <sub>1</sub> (°F)			T <sub>2</sub> (°F)		
		Posição Axial no Núcleo Ativo - x (ft)			Posição Axial no Núcleo Ativo - x (ft)		
		0,6	1,8	3	0,6	1,8	3
10,5	2,96	1623,9	1624,9	1649,1	1620,3	1620,5	1643,1
42	2,85	1623,9	1624,9	1721,6	1620,3	1620,5	1712,4
84	2,71	1623,9	1625,0	1818,2	1620,3	1620,5	1804,8
126	2,58	1623,9	1625,0	1914,8	1620,3	1620,5	1897,2
168	2,46	1623,9	1625,0	2011,4	1620,3	1620,5	1989,6
210	2,34	1623,9	1625,0	2108,0	1620,3	1620,5	2081,9
252	2,23	1623,9	1625,0	2204,6	1620,3	1620,5	2174,4
294	2,12	1623,9	1625,0	2301,2	1620,3	1620,5	2266,8
336	2,02	1623,9	1625,0	2397,8	1620,3	1620,5	2359,2
378	1,92	1623,9	1625,0	2494,4	1620,3	1620,5	2451,6
420	1,83	1623,9	1625,0	2591,0	1620,3	1620,5	2544,0
447	1,77	1623,9	1637,0	2650,0	1620,3	1634,5	2600

onde:

$$t' = t - t_i$$

t<sub>i</sub> = tempo de início do período de secagem do núcleo

$$t_i = 160600 \text{ seg}$$

Obs: 0 núcleo ativo foi dividido em 5 nós axiais.

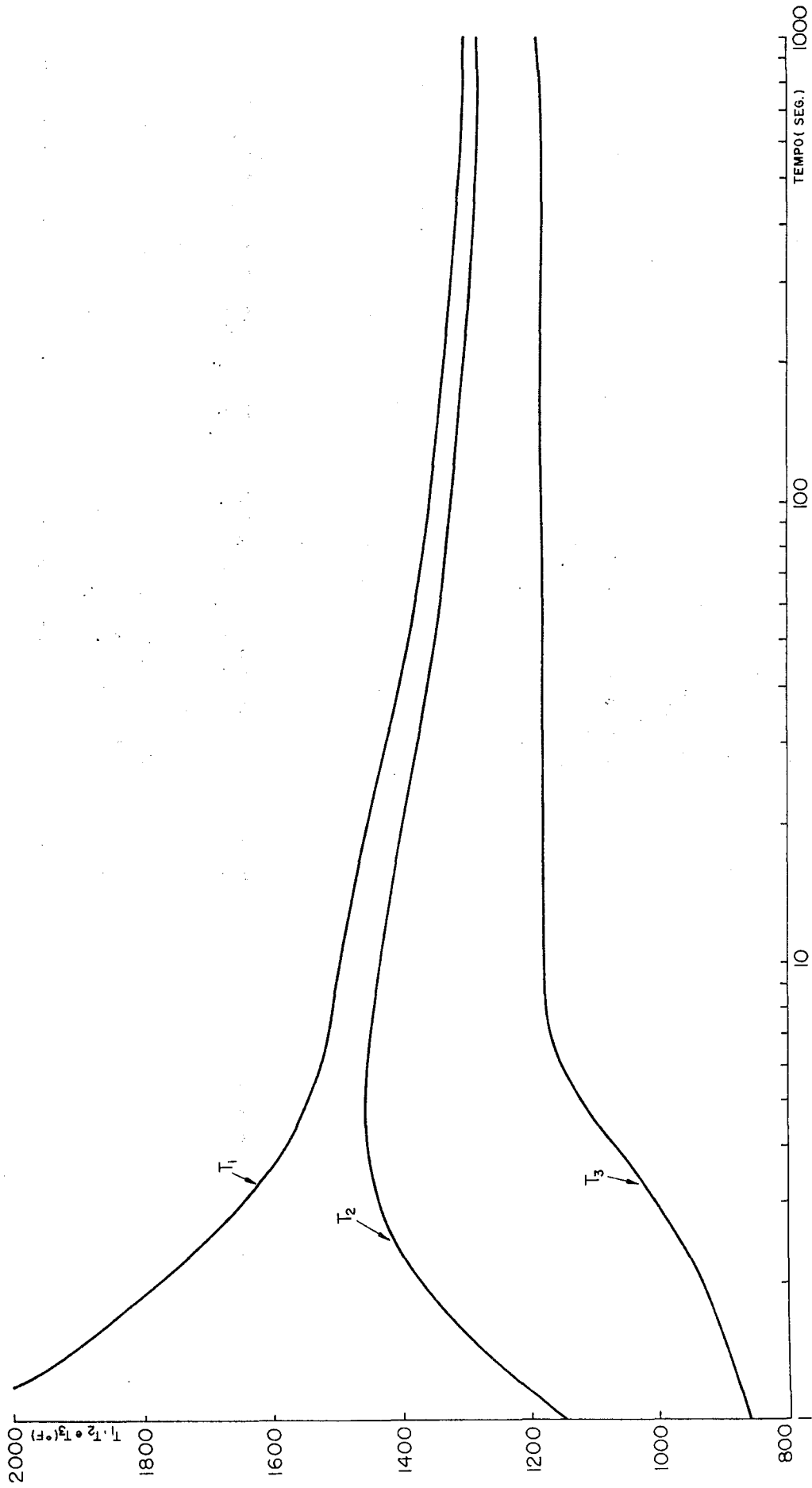


FIG. IV. 2.1 - TEMPERATURAS DO COMBUSTÍVEL, DO REVESTIMENTO E DO SÓDIO NO INÍCIO DO ACIDENTE.

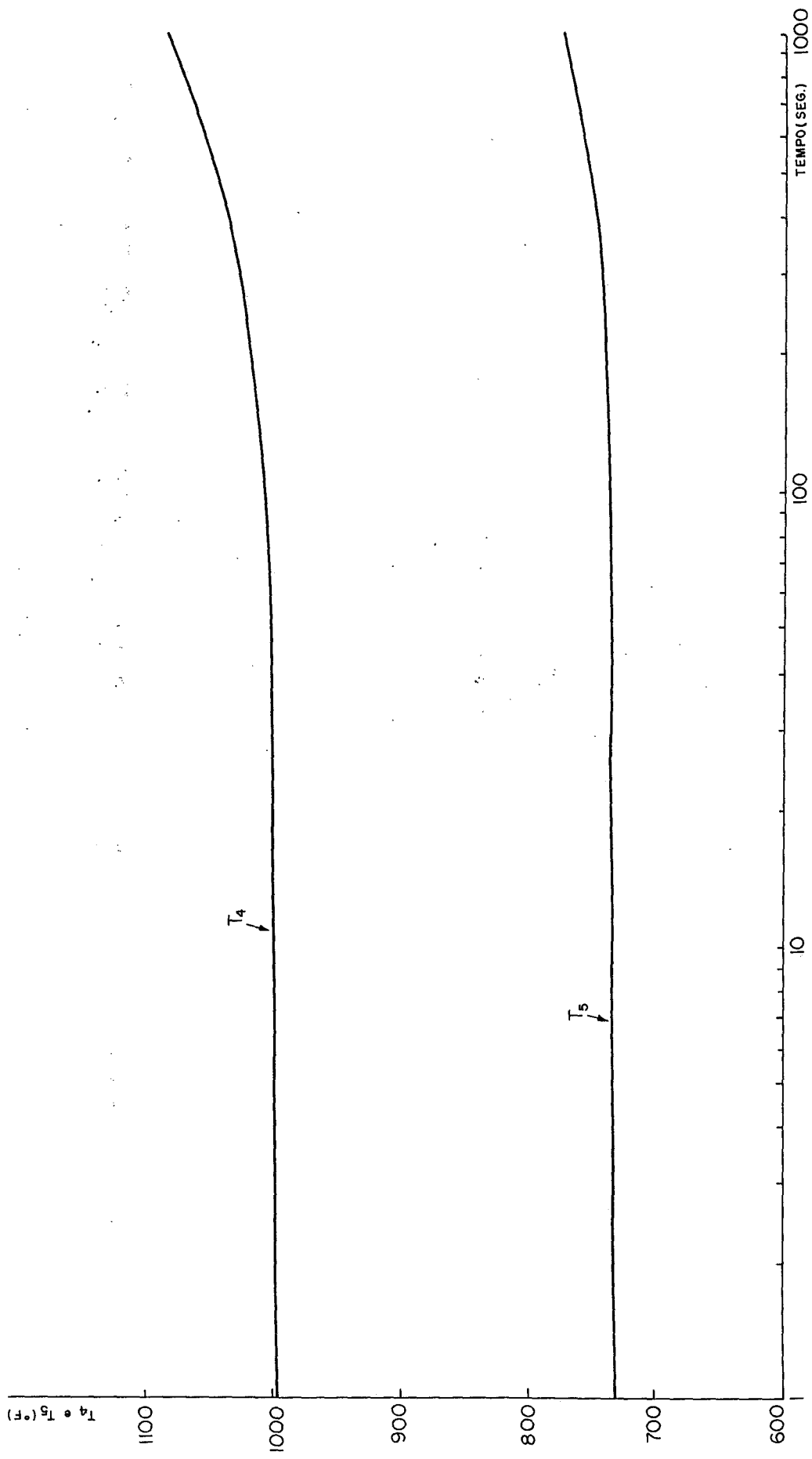


FIG. IV.2.2 - TEMPERATURAS DO SÓDIO NAS CÂMARAS INFERIOR E SUPERIOR.

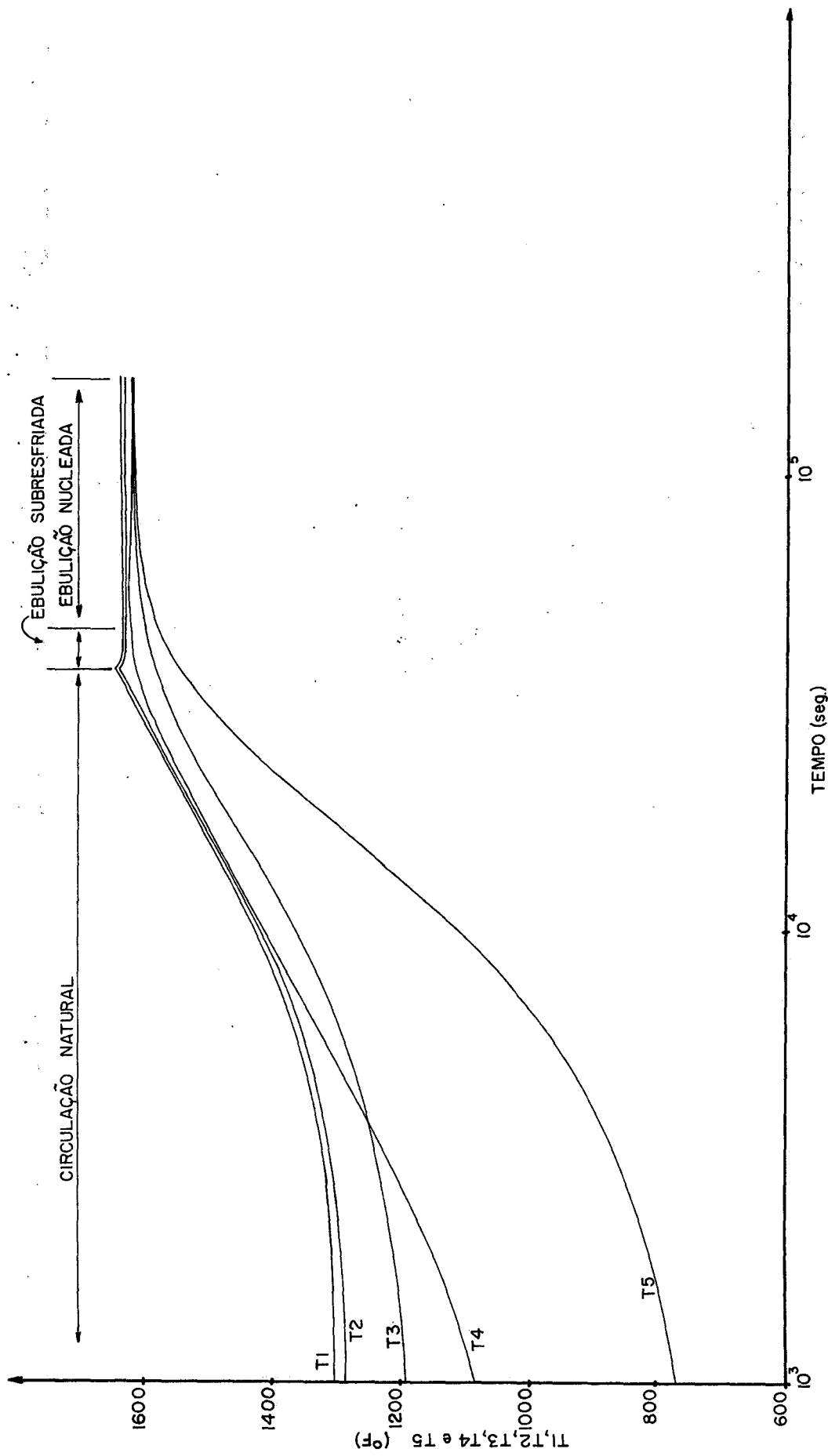


FIG. IV. 2.3 - TEMPERATURAS DO COMBUSTÍVEL, REVESTIMENTO E SÓDIO (NO NÚCLEO E NAS CÂMARAS INFERIOR E SUPERIOR).

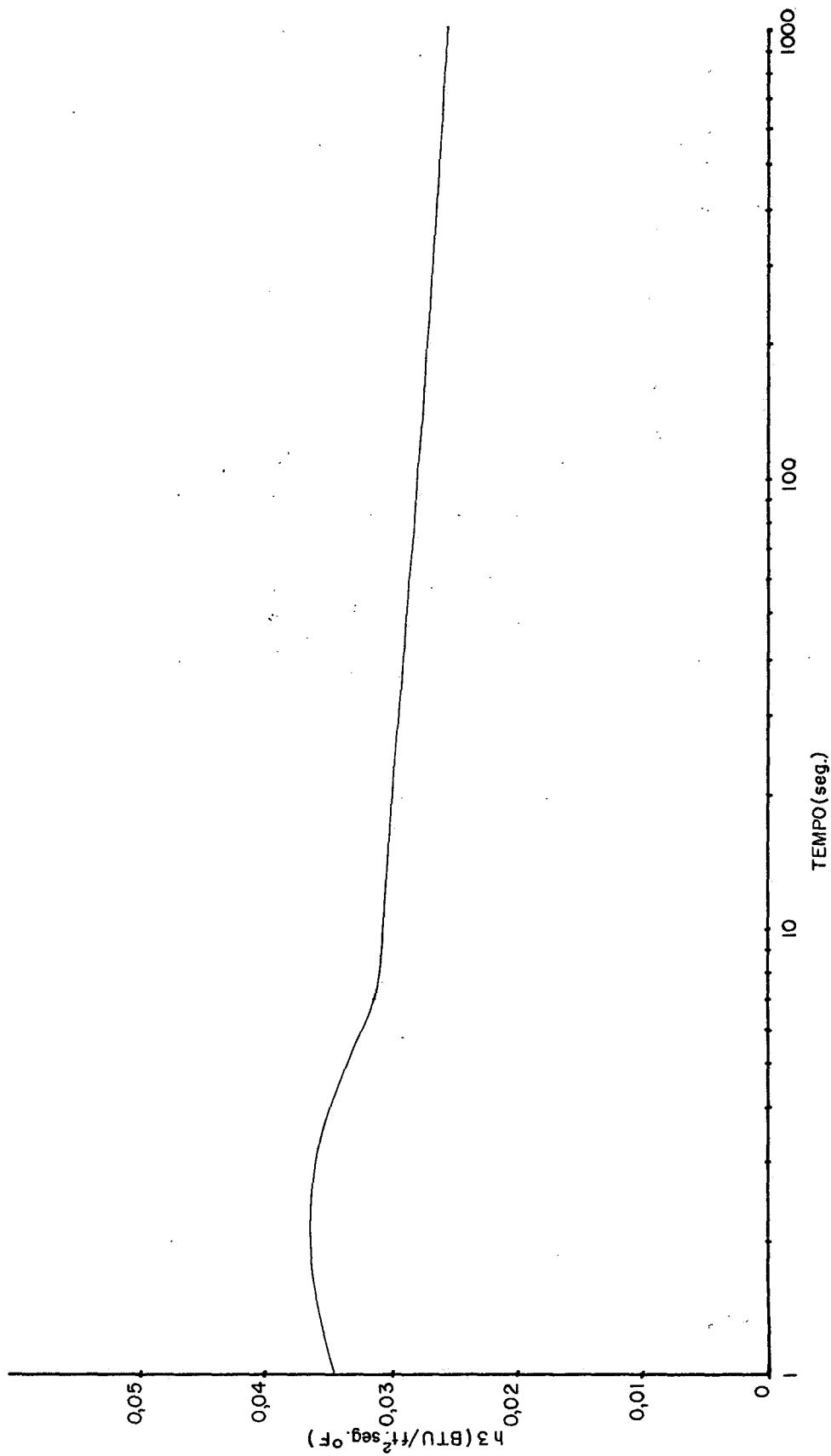


FIG. IV.2.4 - COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR PARA O PERÍODO DE CIRCULAÇÃO NATURAL.

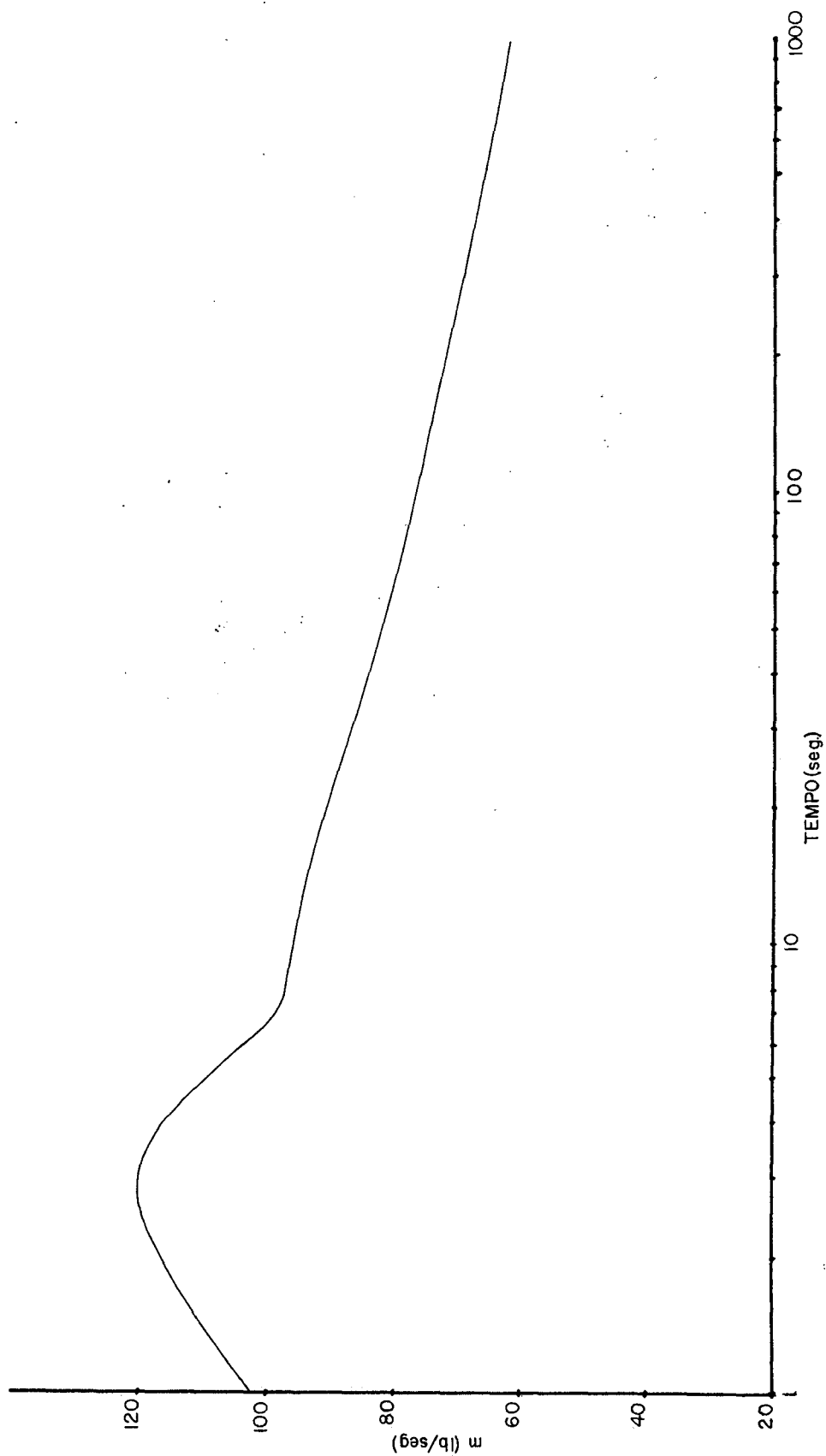


FIG. IV. 2.5 - VAZÃO DE RECIRCULAÇÃO DO SÓDIO PARA O PERÍODO DE CIRCULAÇÃO NATURAL.



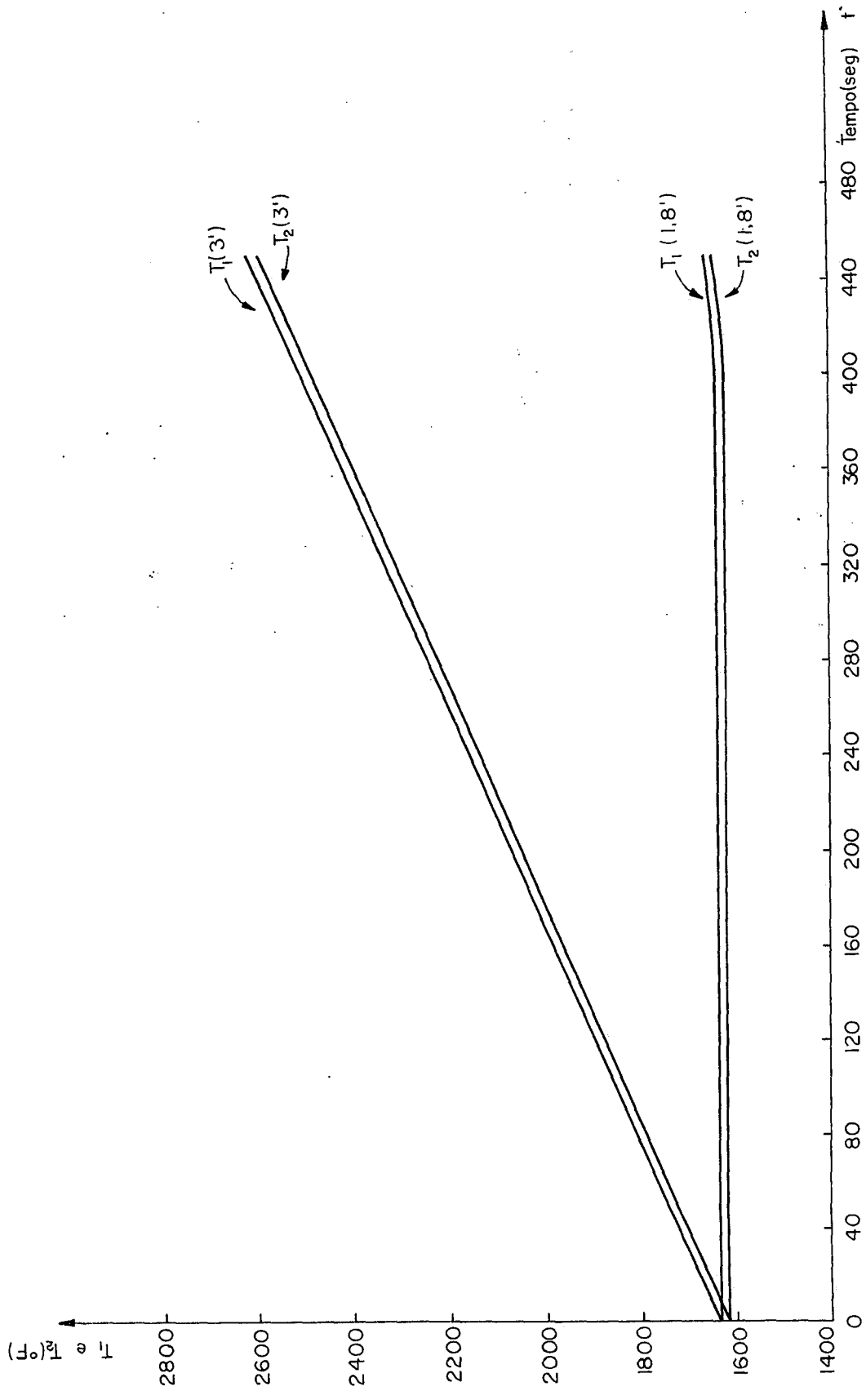


FIG. IV. 2.6 — Distribuição axial das temperaturas do combustível e revestimento.

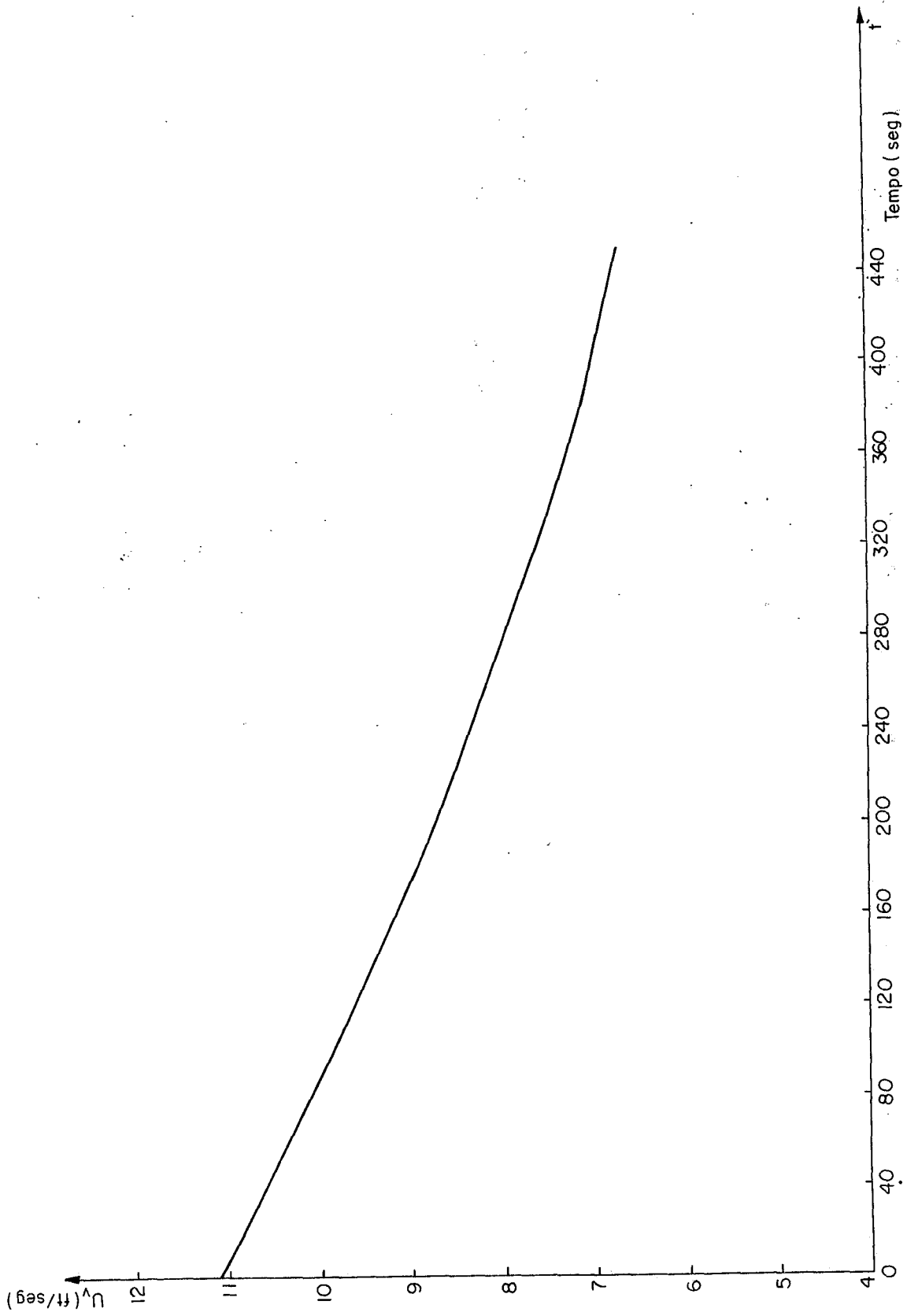


FIG. IV. 2.7— Velocidade do vapor de sódio.

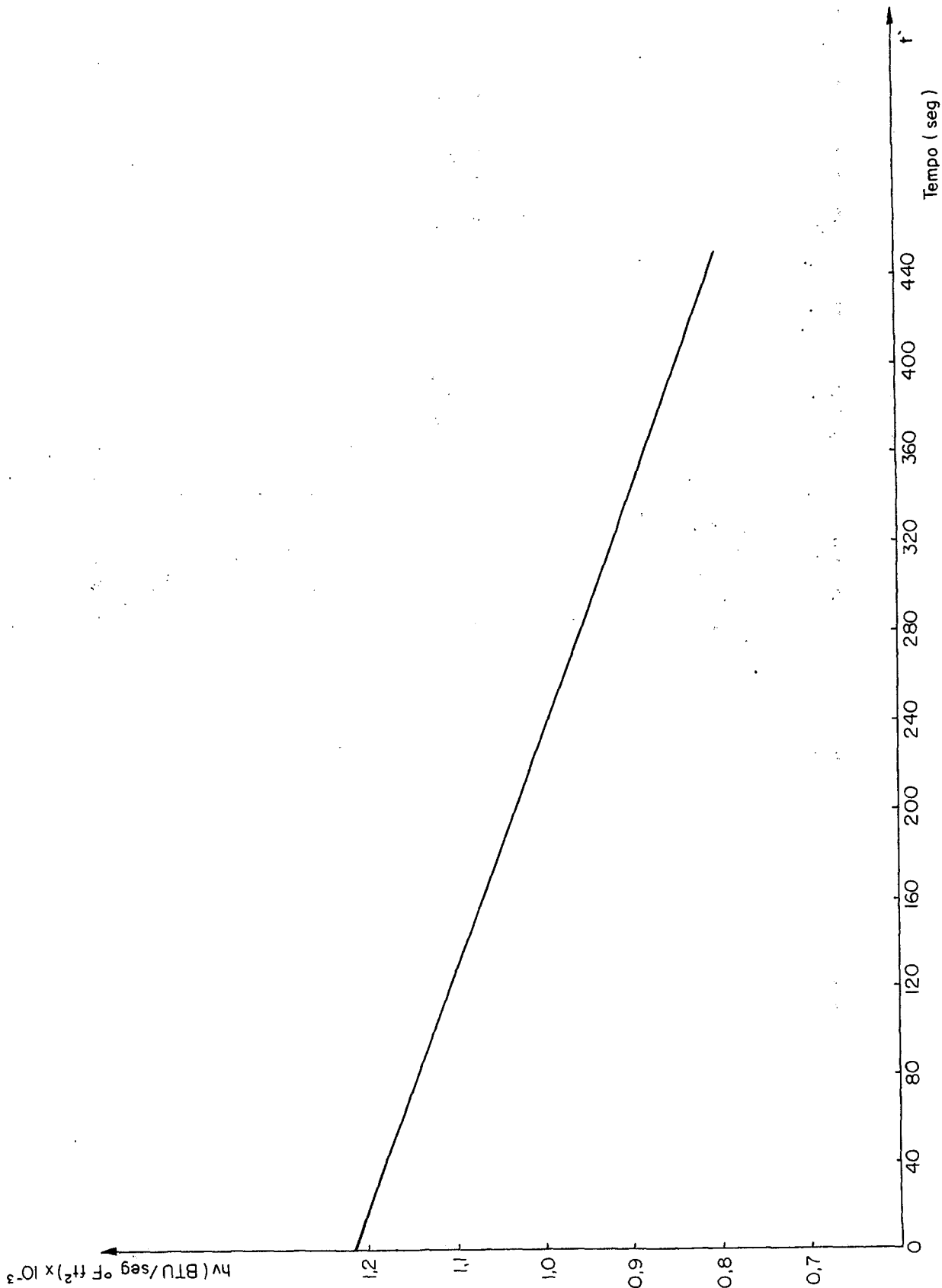


FIG. IV . 2.8 — Coeficiente de transferência de calor do vapor .

### IV.3. Discussão dos Resultados

Para podermos avaliar melhor os resultados apresentados na seção IV.2, discutiremos os resultados das referências (2) e (3).

Embora os resultados das referências (2) e (3) tenham sido obtidos para o reator de Clinch River e para o mesmo tipo de acidente, existem algumas diferenças entre o modelo termohidráulico utilizado neste trabalho e o modelo utilizado nas referências citadas.

As equações de balanço de energia para os cálculos das distribuições de temperaturas no reator e as equações de movimento para o cálculo das vazões de recirculação do sódio durante as várias fases do acidente não são exatamente iguais as equações apresentadas na referência (2). Além disso, alguns dados utilizados na referência não são especificados, e portanto não são os mesmos utilizados neste trabalho.

Logo, os dados da referência (2) serão apresentados como resultados típicos de um acidente de perda de vazão forçada em um reator tipo LMFBR.

Na figura (IV.3.1), (IV.3.2) são mostradas as curvas típicas do comportamento das temperaturas do combustível, revestimento, câmaras superior e inferior durante os períodos de circulação natural, ebulição subresfriada e ebulição nucleada. Nota-se que os resultados apresentados nas figuras (IV.2.1) a (IV.2.3) têm o mesmo comportamento das curvas das figuras (IV.3.1) e (IV.3.2).

Na figura (IV.3.3) é mostrado a distribuição axial das temperaturas do combustível e revestimento durante o período de secagem do núcleo.

A figura (IV.3.4) mostra o coeficiente de transferência de calor e a vazão de recirculação dados pela referência (3) para o período de circulação natural. Podemos observar que os resultados obtidos para a vazão de recirculação mostrados na fig.

(IV.2.5) estão bem próximos dos dados da referência (3), apesar de terem sido obtidos por equações diferentes.

Finalmente, na tabela (IV.3.1) são apresentados os tempos obtidos e os tempos dados pela referência (3) para sa várias fases do acidente:

TABELA (IV.2.6)

Período	t(ref.)(s)	t(calc.)(s)
circulação natural	38232	36200
ebulição subresfriada	7200	9000
ebulição nucleada	115200	115200
secagem do núcleo	440	447
fusão do revestimento	83	70

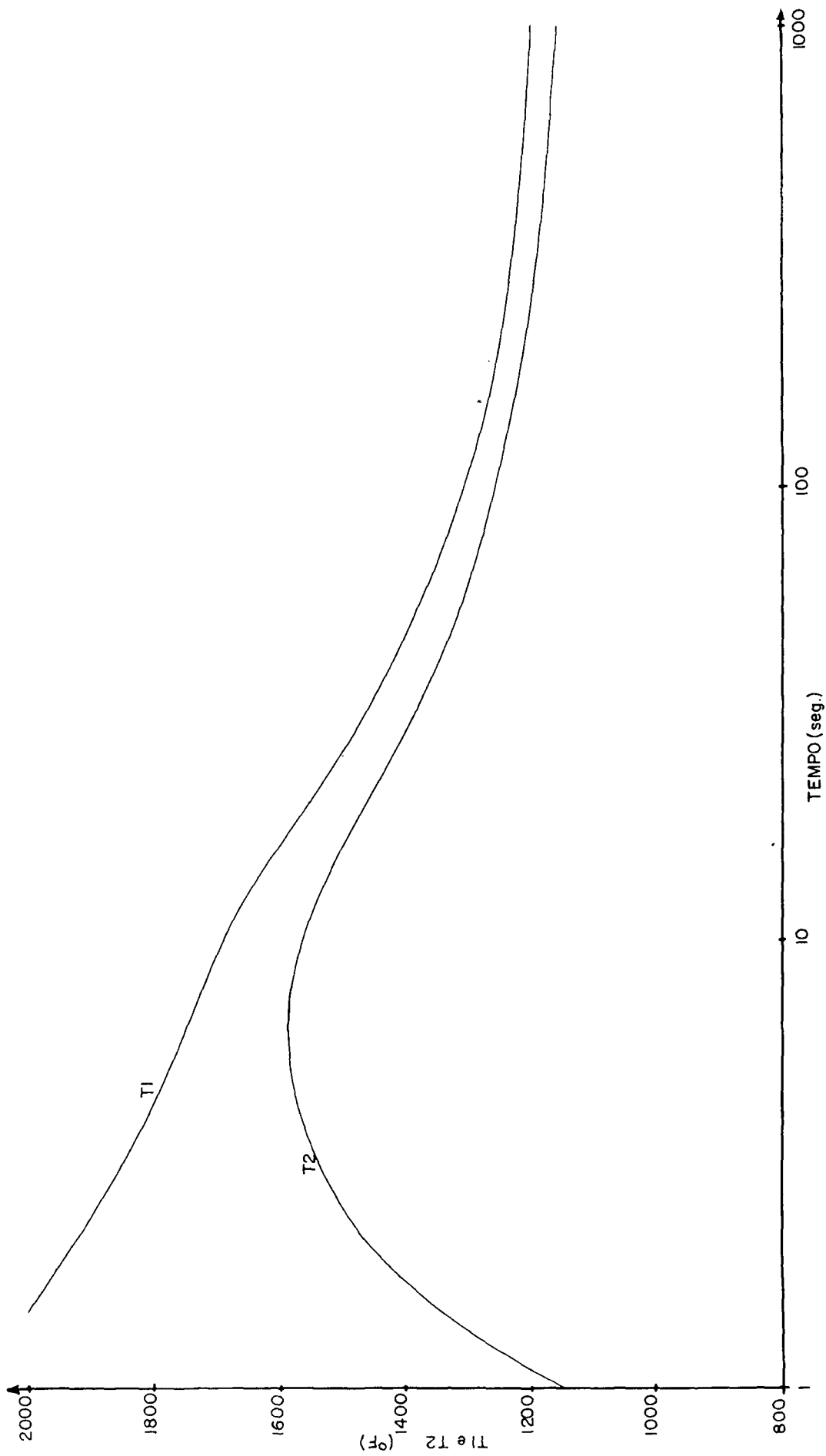


FIG. IV.3.1 - CURVAS TÍPICAS DO COMPORTAMENTO DAS TEMPERATURAS DO COMBUSTÍVEL E REVESTIMENTO NO INÍCIO DO ACIDENTE. (2)

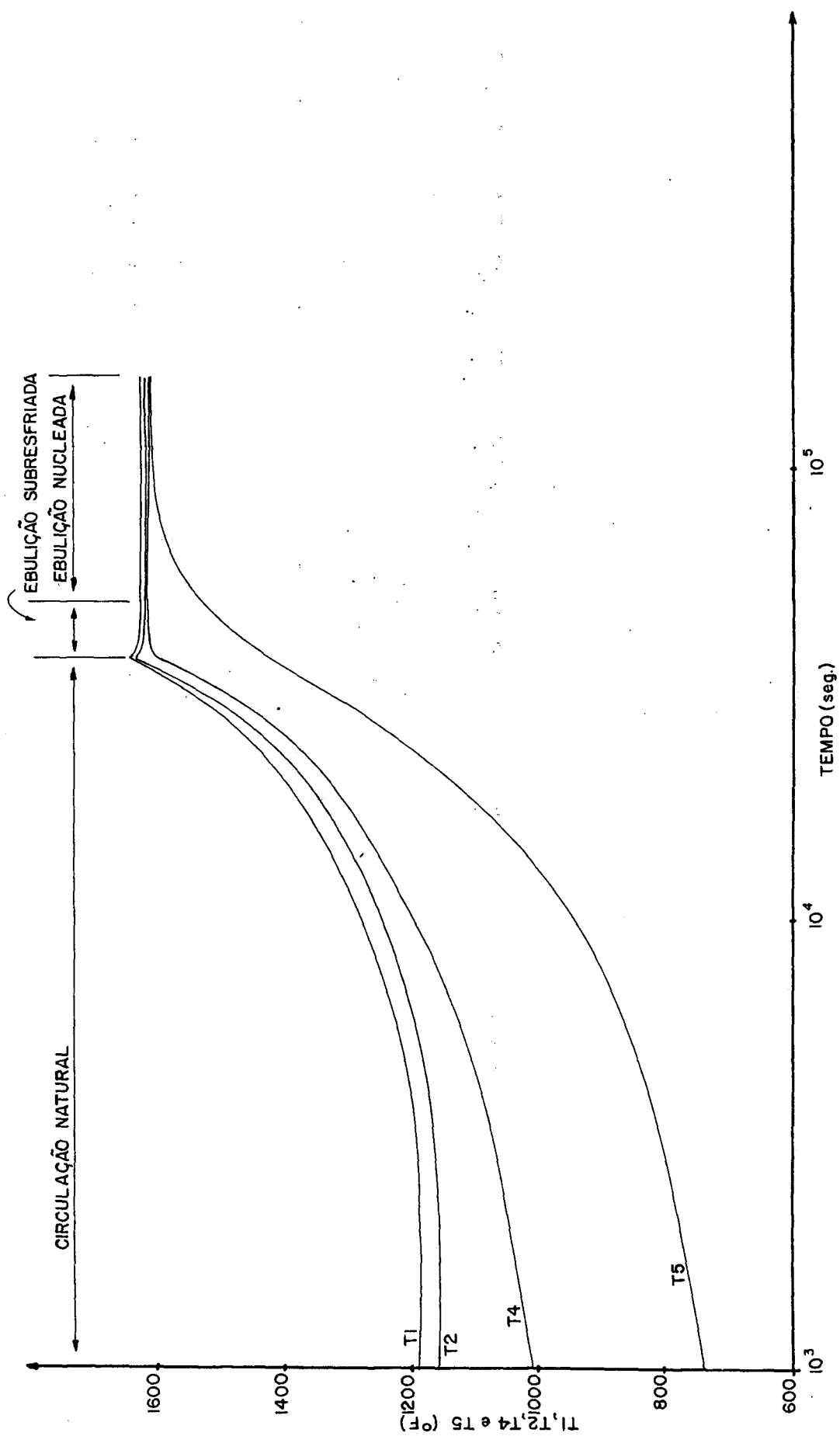


FIG. IV. 3.2 -CURVAS TÍPICAS DO COMPORTAMENTO DAS TEMPERATURAS DO COMBUSTÍVEL, REVESTIMENTO, CÂMARAS SUPERIOR E INFERIOR. (2)

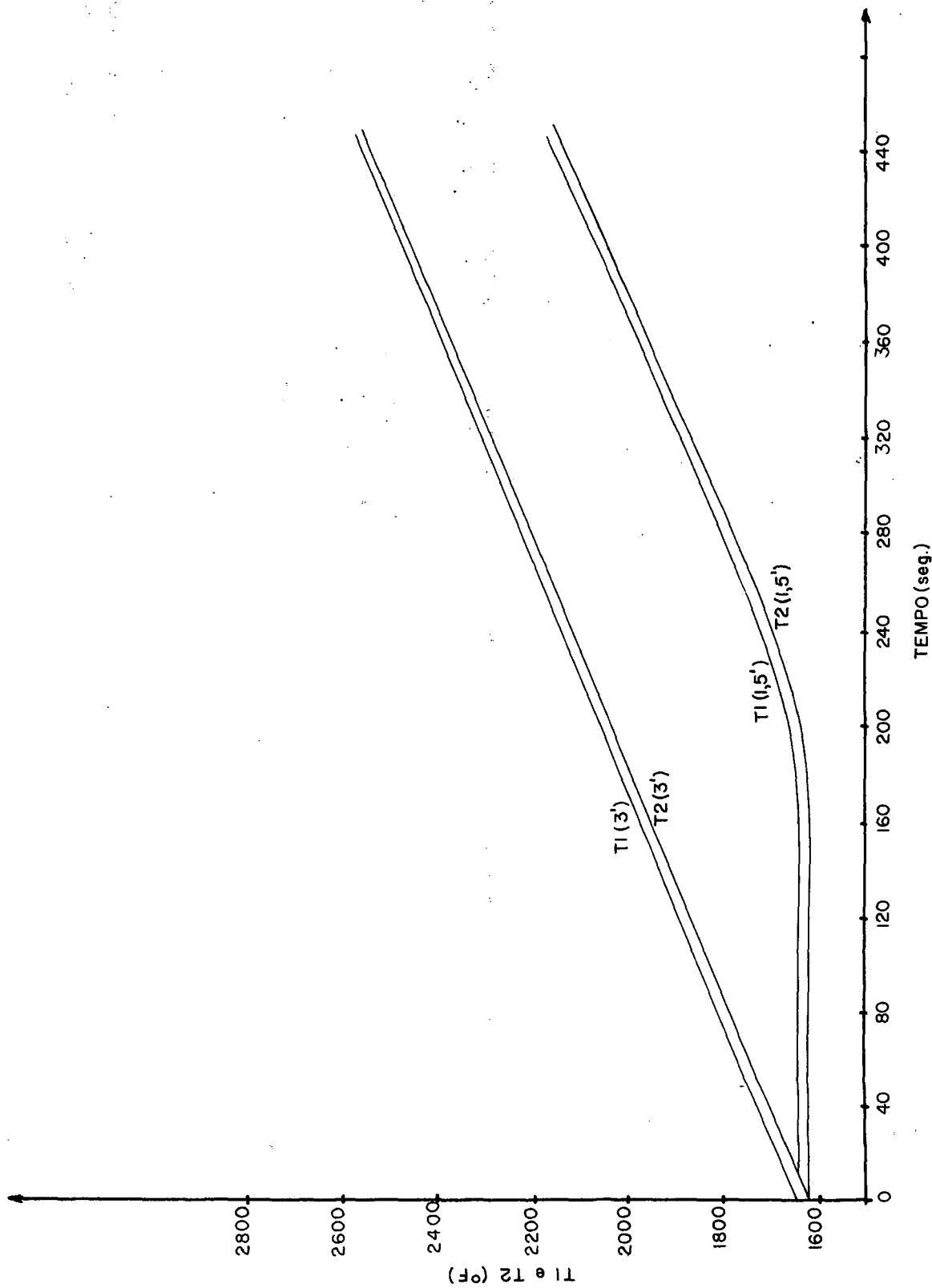


FIG. 3.3 -- DISTRIBUIÇÃO AXIAL DAS TEMPERATURAS DO COMBUSTÍVEL E REVESTIMENTO DURANTE A SECAGEM DO NÚCLEO. (2)



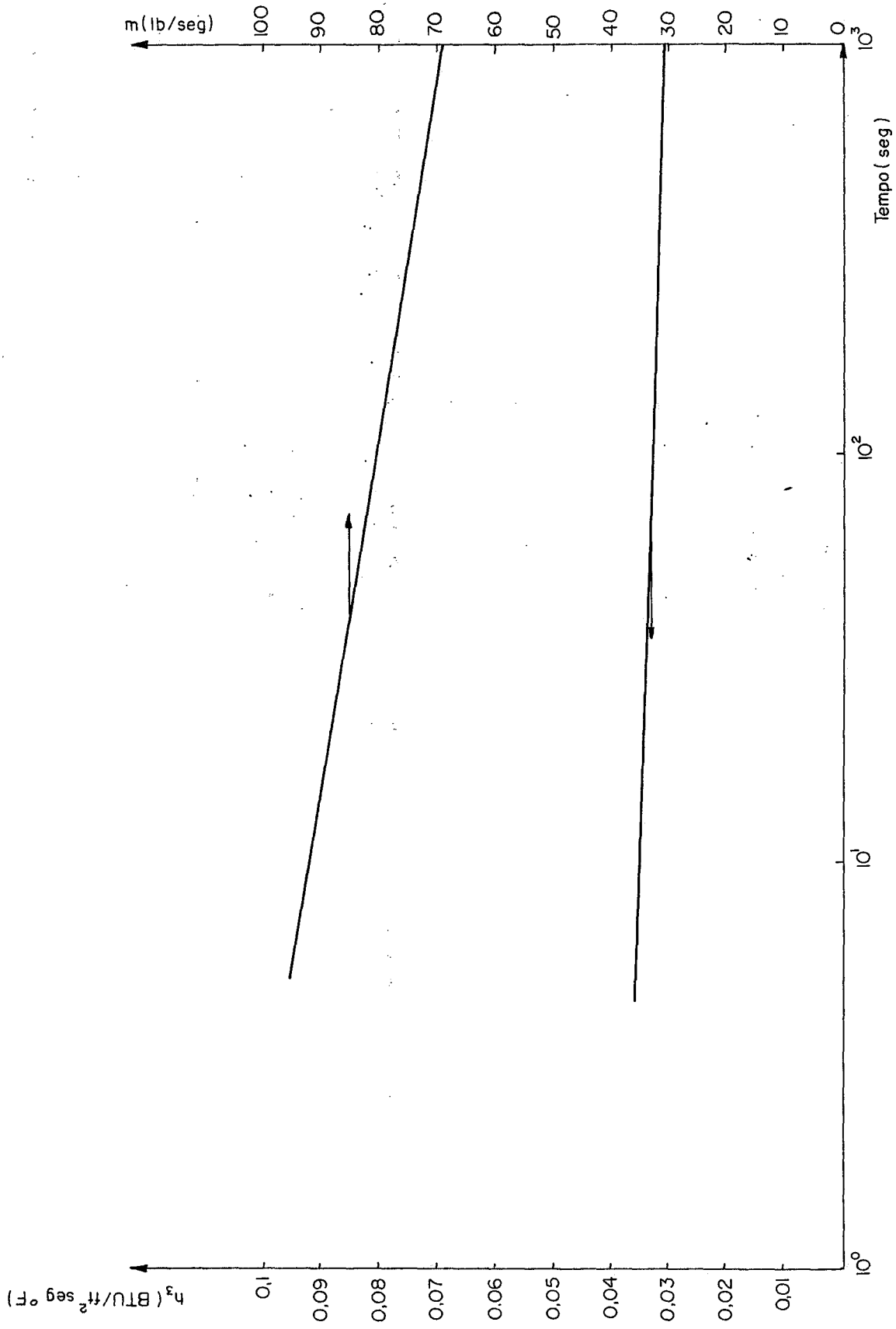


FIG. IV. 3.4 - Coeficiente de transferência de calor e vazão de recirculação típicos para o período de circulação natural. (2)

#### IV.4. Conclusão

A análise simplificada apresentada neste trabalho, de um acidente hipotético de perda de vazão forçada em um reator tipo LMFBR devido a ruptura de todas as tubulações ligadas ao vaso do reator, serve como base para análises mais detalhadas de outros tipos de acidentes de falta de refrigeração que possam ocorrer.

O modelo simplificado de condução de calor no combustível, revestimento e sódio, dentro do vaso do reator, bem como as formas simplificadas das equações de movimento, permitem uma avaliação aproximada do tempo gasto para o início de ebulição do sódio até o derretimento total do revestimento.

Esse modelo pode também ser utilizado para dimensionar o volume mínimo de sódio que deve conter o vaso de um reator protótipo, para que uma eventual ebulição do sódio não venha a ocorrer cedo demais. É necessário um tempo relativamente longo desde o desligamento do reator até a ebulição do sódio para que as medidas de segurança possam ser tomadas (evacuação do prédio do reator, organização de equipes de emergência, restabelecimento de vazão de sódio do vaso para um trocador de calor auxiliar, ou de emergência, colocar em funcionamento um circuito de refrigeração auxiliar do sódio dentro do vaso, etc).

O modelo apresentado é útil para efetuar estudos paramétricos iniciais de segurança e também para realizar cálculos do projeto na forma em que será construído, para satisfazer requisitos de licenciamento.

A modelagem dos possíveis fenômenos que possam ocorrer depois do período de fusão do revestimento serve como sugestão para trabalhos futuros. Supõe-se que depois da fusão do revestimento o aumento da temperatura do combustível seja dado pela diferença entre o calor de decaimento e o calor de radiação que é transferido para a caixa metálica. Quando a caixa metálica atinge a temperatura de fusão, ocorre o seu colapso e inicia-se o deslocamento do combustível. A contínua geração de calor nas pastilhas combustíveis leva ao derretimento do suporte das barras

ras de controle. Tanto o deslocamento do combustível quanto a queda das barras de controle dão início a um processo de inserção de reatividade, que terá que ser analisado com métodos de cinética de nêutrons para estimar a energia gerada e possíveis efeitos destrutivos mais sérios.

N O M E N C L A T U R A

- $\bar{A}$  = área da seção transversal do canal equivalente
- $\bar{A}_1$  = área da seção transversal do canal equivalente de óxido  
misto
- $\bar{A}_2$  = área da seção transversal do canal equivalente de mate  
rial fértil
- $\bar{A}_{SS}$  = área da seção transversal da vareta de revestimento
- $cp_1$  = calor específico do combustível
- $cp_2$  = calor específico do revestimento
- $cp_3$  = calor específico do sódio
- $cp_v$  = calor específico do sódio vapor
- $d_{SS}$  = diâmetro das partículas de aço SS-316 fundido
- $De_1$  = diâmetro equivalente do canal de óxido misto
- $De_2$  = diâmetro equivalente do canal de material fértil
- $f_1$  = fator de atrito no canal de óxido misto
- $f_2$  = fator de atrito no canal de material fértil
- $g$  = aceleração da gravidade
- $gc$  = fator de conversão
- $G$  = fluxo de massa
- $h_3$  = coeficiente de transferência de calor para o sódio
- $h_g$  = coeficiente de transferência de calor da folga
- $h_{fg}$  = calor latente de vaporização do sódio
- $h_{NB}$  = coeficiente de transferência de calor de ebulição
- $h_{SAT}$  = entalpia de saturação do sódio
- $h_{in}$  = entalpia de entrada do sódio no núcleo ativo
- $h$  = entalpia do sódio
- $h_v$  = coeficiente de transferência de calor para o sódio vapor
- $h_{sf}$  = calor latente de fluxo do aço SS-316
- $K$  = constante de resistência do fluido
- $K_1$  = condutividade térmica do combustível

$K_2$  = condutividade térmica do revestimento

$K_3$  = condutividade térmica do sódio líquido

$K_V$  = condutividade térmica do sódio vapor

$L$  = distância entre a câmara superior e inferior

$L_1$  = comprimento do núcleo ativo

$L_2$  = comprimento da vareta combustível

$L_N$  = distância entre a câmara inferior e o topo do núcleo ativo

$L_V$  = comprimento da coluna de vapor

$\ell(t)$  = nível de sódio líquido no núcleo ativo

$M_1$  = número de elementos combustíveis

$M_2$  = número de elementos férteis

$M_S$  = massa de sódio no núcleo

$M_{SS}$  = massa de aço SS-316 fundida

$\dot{m}_3$  = vazão de recirculação total do sódio

$N$  = número total de varetas combustíveis

$N_1$  = número de canais combustíveis

$N_2$  = número de canais férteis

$p$  = pressão

$PM$  = peso molecular do sódio

$Pe_1$  = perímetro molhado do canal equivalente de óxido misto

$Pe_2$  = perímetro molhado do canal equivalente de material fértil

$Pr_3$  = número de Prandtl do sódio líquido

$Pr_V$  = número de Prandtl do sódio vapor

$\dot{q}(t)$  = potência de decaimento

$R$  = constante universal dos gases

$R_1$  = raio da pastilha de óxido misto

$R_2$  = raio externo do revestimento

$R_3$  = raio interno do revestimento

$T_1$  = temperatura média do combustível

- $T_2$  = temperatura média do revestimento  
 $T_3$  = temperatura média do sódio líquido  
 $T_4$  = temperatura na câmara superior  
 $T_5$  = temperatura na câmara inferior  
 $T_6$  = temperatura de entrada no núcleo  
 $T_7$  = temperatura de saída do núcleo  
 $T_m$  = temperatura de fusão do aço SS-316  
 $T_{SAT}$  = temperatura de ebulição do sódio  
 $T_V$  = temperatura do sódio vapor  
 $u$  = velocidade  
 $u_V$  = velocidade do vapor de sódio  
 $u_{\ell}$  = velocidade de recessão do sódio líquido  
 $u_{ss}$  = velocidade de fusão do revestimento  
 $V_V$  = volume de vapor de sódio  
 $v$  = volume específico  
 $Vu_3$  = volume de sódio na câmara superior  
 $Vu_2$  = volume de aço na câmara superior  
 $VL_3$  = volume de sódio na câmara inferior  
 $VL_2$  = volume de aço na câmara inferior  
 $X$  = título do vapor  
 $z_{SAT}$  = distância da câmara inferior até o início da ebulição  
 $\alpha_3$  = difusividade térmica do sódio  
 $\beta_3$  = coeficiente de expansão volumétrica do sódio  
 $\Delta P$  = queda de pressão  
 $\mu_3$  = viscosidade do sódio  
 $\rho_1$  = densidade do combustível  
 $\rho_2$  = densidade do revestimento  
 $\rho_3$  = densidade do sódio líquido  
 $\rho_V$  = densidade do sódio vapor

$\sigma_3$  = tensão superficial do sódio

$\sigma_{ss}$  = tensão superficial do aço SS-316

R E F E R Ê N C I A S

- 1 - Weber, D.P., Kennedy, J.M. e Graff, D.L., Argonne National Laboratory (EUA). "Mathematical and Computational Problems in LMFBR Accident Analysis", In: Proc. Int. Mtg. on Adv. in Math. Meths. for the Sol. of Nucl. Eng. Probls. - Munich (RFA) , abril (1981).
- 2 - Chan, C.K., Min, T.K. e Okrent, D. - California Univ. - Los Angeles (UCLA) - "A look at Alternative Core Disruption Accident in LMFBR'S". Prepared for the Div. of Reactor Safety of NRC (USA), may 1977.
- 3 - Chan, C.K., Min, T.K. e Okrent, D. - School of Engineering and Applied Science, UCLA - "On Certain Aspects of Alternative Core Disruption Accidents in LMFBR'S" - Nucl. Eng. and Design 51 (1979) 263-272.
- 4 - Project Manegement Corporation (PMC) - "Preliminary Safety Analysis Report of the Clinch River Breeder Reactor (CRBR)", (June 1976).
- 5 - Tong, L.S. - "Simplified Calculation of Thermal Transients of a Uranium Dioxide Fuel Rod", Nuclear Science and Engineering 11, p 340, (1961).
- 6 - ANS - Proposed ANS Standard - "Decay Energy Rates Following Shutdown of Uranium Fueled Thermal Reactors" (ANS - 5.1), American Nuclear Society, (1971).
- 7 - Botelho, D.A. - "Análise de Transientes de Reatividade no RPR utilizando Modelos de Cinética Puntual de Nêutrons e de Parâmetros concentrados para a Difusão Radial de Calor", Comunicação Técnica IEN/DERE/GAR - 01/84 - 23/03/84 - Rio de Janeiro.
- 8 - Rust, J.H., "Nuclear Power Plant Engineering" (Ch 4 - Fluid Systems Analysis) - Haralson Publishing Company Buchanan, Georgia (EUA), (1979).



- 9 - Agrawal, A.K. e Rahbar, M.K. - "Dynamic Simulation of LMFBR Systems". Atomic Energy Review, Vol. 18 - Number 2, IAEA (1980).
- 10 - Botelho, D.A. - "Cálculo da Queda de Pressão e da Redistribuição de Vazão no Núcleo de Reatores LMFBR". Comunicação Técnica IEN/DERE/DISER - 07/82 (15/12/82). R.J.
- 11 - Morgado, O.J. - "Cálculo da Queda de Pressão e da Redistribuição de Vazão no Núcleo de Reatores LMFBR". Tese de Mestrado, Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro, Jan. 1984.
- 12 - Agrawal, A.K., Khatib - Rahbar, M. e Madni, I.K. "Predictions of Decay Heat Removal Capabilities for LMFBRs and Comparison with Experiments" - Nucl. Eng. Des. 66 (1981) 437 - 446.
- 13 - Electric Power Research Institute - Palo Alto, California "RETRAN- A Program for One - Dimensional Thermal- Hydraulic Analysis of Complex Fluid Systems" - Computer Code Manual, Vol. 1, dez. 1978.
- 14 - Collier, J.G. - "Convective Boiling and Condensation" - Mc. Graw Hill. (1972).
- 15 - MacFarlane, D.R., Brittan, R.O. - "Transient Sodium Boiling Calculations" Nuclear Engineering and Design 4, P 360 - 379, North - Holland Publishing Comp. Amsterdam, (1966).
- 16 - Wallis, G.B., "One Dimensional Two phase flow", McGraw-Hill, New York, Cap. 2, (1969).
- 17 - Crank, J. e Nicholson, P. - "A practical method for numerical integration of solutions of partial differential equations of the heat conduction type" - Proc. Cambridge Philos. Soc. 43, p. 50.

- 18 - Dulton, J.C. and Welty, J.R. - "An Experimental Study of Low Prandtl Number Natural Convection in an Array of Uniformly Heated Vertical Cylinders" - Journal of Heat Transfer, Vol. 97, p. 372 - 377, August 1975.
- 19 - El-Wakil, M.M., "Nuclear Heat Transport", International Textbook Company, Cap. 9, (1971).
- 20 - Golden, G.H. and Tokar, J.V. - "Thermophysical Properties of Sodium" - Reactor Engineering Division ANL-7223, Chemistry (TID-4500) - AEC R+D Report, August 1967.
- 21 - Bomelburg, H.J., Smith, C.R.F. e outros - "Physical Properties of Sodium" - in "Sodium-NaK Engineering Handbook", VI (Sodium Chemistry and Physical Properties) Ch. 1. Editor: O.J. Foust.
- 22 - Chawla, T.C., Graff, D.L., Borg, R.C., Border, G.L., Weber, D.P. e Miller, D. - Argonne National Laboratory(EUA) "Thermophysical Properties of Mixed Oxide Fuel and Stainless Steel type 316 for use in Transition phase Analysis" - Nucl. Eng. Des. 67, p. 57 - 74, (1981).
- 23 - Waltar, A.E. e Reynolds, A.B. - "Fast Breeder Reactors" (ch. 9 - Fuel Pin Thermal Performance) - Pergamon Press (1981).
- 24 - Chen, W.L., Ishii, M. e Grolmes, M.A. - Argonne National Laboratory (EUA) - "Simple Heat Conduction Model with Phase change for Reactor Fuel Pin" - Nucl. Sci. and Eng. 60, 452 - 460 (1976).

A P Ê N D I C E A

Funções matemáticas de Propriedades Térmicas e coeficientes de Transferência de calor.

As propriedades térmicas do combustível, do revestimento e do refrigerante são funções da temperatura. Geralmente as medidas experimentais desses parâmetros são posteriormente representadas por funções algébricas apropriadas, bem como a correlação de parâmetros que descreve os fenômenos de atrito e de transferência de calor. Nos cálculos efetuados utilizou-se:

- Coeficiente de Transferência de calor utilizado durante o período de circulação natural<sup>(18)</sup>

$$h_3 = \frac{K_3}{L_1} 0,747 \left( Gr_3 Pr_3 \right)^{0,147} \quad (A-1)$$

$$Pr_3 = \frac{cp_3 \mu_3}{K_3} \quad (A-2)$$

$$Gr_3 = \frac{g \beta_3 \phi L_1^4 \rho_3^2}{K_3 \mu_3^2} \quad (A-3)$$

- Coeficiente de Transferência de calor do revestimento para o vapor de sódio

Como não existe nenhuma correlação de transferência de calor desenvolvida para metais sob a forma de vapor, a correlação de Dittus - Boelter<sup>(19)</sup> pode ser empregada.

$$h_V = 0,023 \frac{K_V}{De_1} Re_V^{0,8} Pr_V^{0,4} \quad (A-4)$$

$$Re_V = \frac{De_1 u_V \rho_V}{\mu_V} \quad (A-5)$$

$$Pr_V = \frac{cp_V \mu_V}{K_V} \quad (A-6)$$

- Propriedades térmicas do sódio líquido<sup>(20,21)</sup>

$$\rho_3(\text{lb/ft}^3) = 59,566 - 7,9504 \times 10^{-3} T_3 - 0,2872 \times 10^{-6} T_3^2 + 0,06035 \times 10^{-9} T_3^3 \quad 208 \leq T_3 \leq 2500 \text{ } ^\circ\text{F}$$

$$\beta_3(^{\circ}\text{F}^{-1}) = \left[ 7,9504 \times 10^{-3} + 0,5744 \times 10^{-6} T_3 - 0,18105 \times 10^{-9} T_3^2 \right] / \rho_3$$

$$K_3 \left( \frac{\text{BTU}}{\text{hr ft } ^\circ\text{F}} \right) = 54,306 - 1,878 \times 10^{-2} T_3 + 2,0914 \times 10^{-6} T_3^2$$

$$200 \leq T_3 \leq 2500 \text{ } ^\circ\text{F}$$

$$cp_3 \left( \frac{\text{BTU}}{\text{lb } ^\circ\text{F}} \right) = 0,389352 - 1,10599 \times 10^{-4} (T_3 + 459,67) + 3,41178 \times 10^{-8} (T_3 + 459,67)^2$$

$$\mu_3 \left( \frac{\text{lb}}{\text{ft hr}} \right) = 10 \left[ 1,0203 + \frac{397,17}{T_3 + 459,67} - 0,4925 \log_{10}(T_3 + 459,67) \right]$$

$$\sigma_3(\text{lbf/ft}) = 0,0142853 - 3,8068 \times 10^{-6} T_3$$

$$\alpha_3(\text{ft}^2/\text{hr}) = \frac{K_3}{\rho_3 cp_3}$$

$$h_{fg}(\text{BTU/lb}) = 2023 - 0,2129 T_3$$

$$h(\text{BTU/lb}) = \left[ 3,8231 \times 10^9 + 1,2625 \times 10^7 \times \left( \frac{T-32}{1,8} \right) \right] \times 4,301 \times 10^{-8}$$

- Propriedades térmicas do sódio vapor<sup>(21)</sup>

$$\rho_V (\text{lb/ft}^3) = \frac{1}{60} e^{-4,3239 \times 10^{-4} (T_V - 1618,6)}$$

$$1618,6 \leq T_V \leq 2500 \text{ } ^\circ\text{F}$$

$$K_V (\text{BTU/hr ft } ^\circ\text{F}) = 0,1639 \times 10^{-2} + 0,3977 \times 10^{-4} T_V - 0,9696 \times 10^{-8} T_V^2$$

$$CP_V (\text{BTU/lb } ^\circ\text{F}) = 0,73769 - 7,1477 \times 10^{-5} T_V$$

$$1618,6 \leq T_V \leq 2500 \text{ } ^\circ\text{F}$$

$$\mu_V (\text{lb/hr ft}) = 0,0190 + 0,1375 \times 10^{-4} T_V + 0,1709 \times 10^{-9} T_V^2$$

- Propriedades térmicas do combustível ( $\text{UO}_2 + \text{PuO}_2$ )<sup>(22)</sup>

$$\rho_1 (\text{lb/ft}^3) = 691,7077 \left[ 1 + 1,13333 \times 10^{-5} (T_1 - 32) + 2,685185 \times 10^{-9} (T_1 - 32)^2 \right]^{-1}$$

$$K_1 \left( \frac{\text{BTU}}{\text{hr ft } ^\circ\text{F}} \right) = \left[ 0,192464 + 6,05746x + 2,60567 \times 10^{-4} T_1 \right]^{-1} +$$

$$+ 9,90741 \times 10^{-13} (6,9 - 35x) (T_1 + 459,67)^3$$

$$76,73 \leq T_1 \leq 4981,73 \text{ } ^\circ\text{F}$$

$$x = 2 - 0/M$$

$$\text{Para } U_{0,8} P_{0,2} O_{1,97} = 0/M = \frac{1,97}{0,8+0,2} = 1,97 \quad x = 0,03$$

$$CP_1 \left( \frac{\text{BTU}}{\text{lb } ^\circ\text{F}} \right) = 5,97725 \times 10^{-2} + 2,38069 \times 10^{-5} T_1 - 1,06935 \times 10^{-8} T_1^2 +$$

$$+ 1,94001 \times 10^{-12} T_1^3$$

$$76,73 \leq T_1 \leq 4981,73 \text{ } ^\circ\text{F}$$

- Propriedades térmicas do aço SS-316 sólido<sup>(22)</sup>

$$\rho_2 (\text{lb/ft}^3) = 504,672 - \left[ 1,459786 \times 10^{-2} + 7,502981 \times 10^{-7} (T_2 + 459,67) \right] \times (T_2 + 459,67)$$

$$K_2 \left( \frac{\text{BTU}}{\text{hr ft } ^\circ\text{F}} \right) = 7,66157 + 5,04291 \times 10^{-3} T_2$$

$$T_2 \leq 2600,33 \text{ } ^\circ\text{F}$$

$$CP_2 \left( \frac{\text{BTU}}{\text{lb } ^\circ\text{F}} \right) = 0,11866467 + 1,7754228 \times 10^{-5} T_2$$

$$T_2 \leq 2600,33 \text{ } ^\circ\text{F}$$

- Propriedades térmicas do aço SS-316 líquido<sup>(22)</sup>

$$\rho_{SS} (\text{lb/ft}^3) = (7,433 \times 10^3 + 3,934 \times 10^{-2} T_2 - 1,801 \times 10^{-4} T_2^2) \times 62,43 \times 10^{-3}$$

$$T_2 \geq 2600,33 \text{ } ^\circ\text{F}$$

$$\sigma_{SS} (\text{lb f/ft}) = \left[ 0,773 + 0,65 \times 10^{-3} (T_2 - 273) \right] \times 0,068519$$

$$T_2 \geq 2600,33 \text{ } ^\circ\text{F}$$

$$h_{sf} (\text{BTU/lb}) = 116,243958$$

A P Ê N D I C E B

Cálculo da massa de sódio no núcleo do reator e cálculo dos perímetros e das áreas das seções transversais dos canais equivalentes de óxido misto e de material fértil.

Os elementos combustíveis e férteis de um reator tipo LMFBR são geralmente formados de um feixe de varetas em uma malha triangular, contidos em um tambor hexagonal. Portanto, existem três tipos básicos de canais de arrefecimento, denominados "interior" (1), de "lado" (2) e de "vértice" (3), como mostrado na figura abaixo:

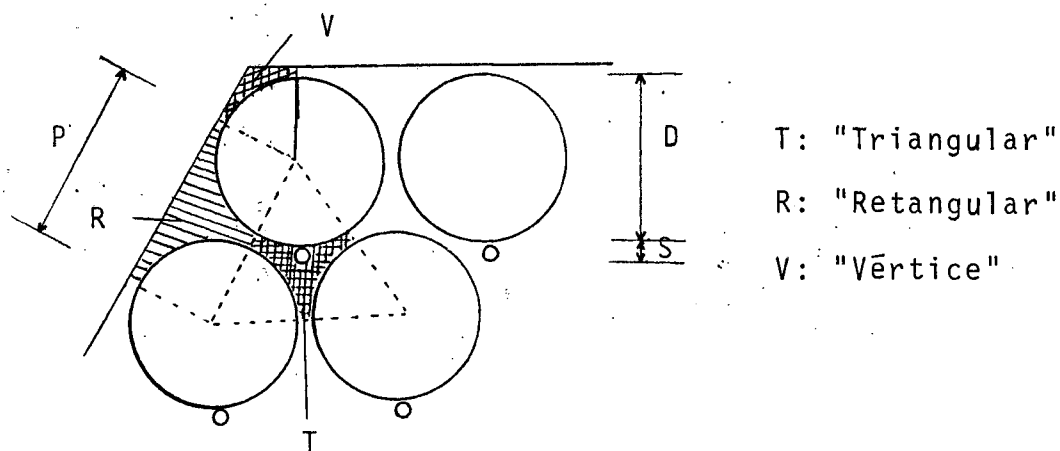


Figura B-1 Tipos de Canais de Escoamento em um LMFBR.

As áreas transversais de escoamento para cada tipo de canal são, respectivamente<sup>(23)</sup>

$$\bar{A}_T = \frac{3}{4} P^2 - \frac{\pi D^2}{8} - \frac{\pi S^2}{8}$$

$$\bar{A}_R = P\left(\frac{D}{2} + S\right) - \frac{\pi D^2}{8} - \frac{\pi S^2}{8}$$

$$\bar{A}_V = \frac{1}{3} \left(\frac{D}{2} + S\right)^2 - \frac{\pi D^2}{24} - \frac{\pi S^2}{24}$$

Os perímetros molhados para cada tipo de canal são<sup>(23)</sup>:

$$Pe_T = \frac{\pi D}{2} + \frac{\pi S}{2}$$

$$Pe_R = P + \frac{\pi D}{2} + \frac{\pi S}{2}$$

$$Pe_V = \frac{D + 2S}{3} + \frac{\pi D}{6} + \frac{\pi S}{6}$$

onde

P - espaçamento entre centros de varetas

D - diâmetro das varetas

S - diâmetro do fio espaçador helicoidal

Cálculo do número de canal de cada tipo em cada elemento. Sendo  $J$  o número total de varetas em cada elemento, pode-se calcular o número  $m$  de varetas em cada lado do hexágono por<sup>(10)</sup>

$$6 m^2 + 6 m + 2 - 2J = 0$$

Dessa forma tem-se

$$N_T = 6 m^2$$

$$N_R = 6 m$$

$$N_V = 6$$

Para o elemento combustível temos:

$$J = 217$$

$$m = 8$$

$$N_{T1} = 384$$

$$N_{R1} = 48$$

$$N_{V1} = 6$$

$$M_1 = 198 \text{ (número total de elementos combustíveis)}$$

Para o elemento fértil

$$J = 61$$

$$m = 4$$



$$N_{T2} = 96$$

$$N_{R2} = 24$$

$$N_{V2} = 6$$

$$M_2 = 150 \text{ (número total de elementos férteis)}$$

Portanto para o canal equivalente de combustível

$$\bar{A}_1 = \bar{A}_{T1} N_{T1} + \bar{A}_{R1} N_{R1} + \bar{A}_{V1} N_{V1} \times 198$$

$$Pe_1 = Pe_{T1} N_{T1} + Pe_{R1} N_{R1} + Pe_{V1} N_{V1} \times 198$$

Para o canal equivalente de material fértil

$$\bar{A}_2 = \bar{A}_{T2} N_{T2} + \bar{A}_{R2} N_{R2} + \bar{A}_{V2} N_{V2} \times 150$$

$$Pe_2 = Pe_{T2} N_{T2} + Pe_{R2} N_{R2} + Pe_{V2} N_{R2} \times 150$$

A massa de sódio no núcleo é dado por:

$$M_S = \bar{A}_1 \times L_2 \times \rho_3$$

A P Ê N D I C E C

Estimativa do período de Ebulição nucleada.

O intervalo de tempo de ebulição e evaporação do sódio até o topo do núcleo pode ser estimado a partir da energia térmica transferida ao refrigerante, que é:

$$Q \equiv \dot{q}_n \int_{t_0}^t \dot{q}(t) dt = M_L (h_g - h_f)$$

onde

$$\dot{q}_n = 9,24 \times 10^5 \text{ BTU/s}$$

$$\dot{q}(t) = \sum_{i=1}^{11} E_i e^{-\lambda_i t}$$

$$t_0 = \text{tempo de início da ebulição} = 4,541 \times 10^4 \text{ seg}$$

$$M_L = \rho_3 V_3 = 46,2 \frac{\text{lb}}{\text{ft}^3} \times 6610 \text{ ft}^3$$

$$h_g = 2310,19 \text{ BTU/lb}$$

$$h_f = 643,4 \text{ BTU/lb}$$

Portanto

$$\int_{t_0}^t \dot{q}(t) dt = 550,8741$$

Por outro lado

$$\int_{t_0}^t \dot{q}(t) dt = \sum_{i=1}^{11} \frac{E_i}{\lambda_i} \left( e^{-\lambda_i t_0} - e^{-\lambda_i t} \right)$$

sendo que  $E_i$  e  $\lambda_i$  são dados pela tabela (II.2.1).

O tempo de início da ebulição ( $T_4 = 1618,6 \text{ } ^\circ\text{F}$ ) da câmara

ra superior  $\bar{e}$ :

$$t_0 = 4,541 \times 10^4 \text{ seg}$$

Portanto, escreve-se a seguinte equação:

$$\sum_{i=1}^{11} A_i e^{-\lambda_i t} - \sum_{i=1}^{11} A_i e^{-\lambda_i t_0} + 550,8741 = 0$$

onde  $A_i = E_i / \lambda_i$

Calculando,

$$\sum_{i=1}^{11} A_i e^{-\lambda_i t_0} = 981910,7406$$

resulta

$$\sum_{i=1}^{11} A_i e^{-\lambda_i t} - 981359,8665 = 0$$

cuja solução  $\bar{e}$ :

$$t = 1,58027 \times 10^5 \text{ seg}$$

O tempo gasto para evaporação de todo sódio da câmara superior  $\bar{e}$ :

$$\Delta t = t - t_0 = 1,12617 \times 10^5 \text{ seg} = 31,28 \text{ horas}$$

$$\Delta t \approx 32 \text{ hrs.}$$

A P Ê N D I C E D

Vazão de Circulação do sódio para o Período de Circulação Natural

A vazão de circulação de sódio também pode ser obtida da equação de movimento completa

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} + \rho u \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial p}{\partial x} + \rho g \frac{dz}{dx} + \frac{f}{De} \frac{\rho |u|u}{2} = 0 \quad (d.1)$$

Sendo

$$G = \rho u = \frac{\dot{m}}{A}$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} = G \frac{\partial v}{\partial x}$$

Escreve-se

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} dx + G^2 dv + dp + \rho g dz + \frac{f}{De} \rho \frac{|u|u}{2} dx = 0 \quad (d.2)$$

Integrando-se tem-se

$$\int_{P_0}^{P_1} dp = g \int_0^L \rho(z) dz + G^2 \left[ \int_{1/\rho_0}^{1/\rho_1} d\left(\frac{1}{\rho}\right) + \int_0^L \frac{f}{2De} \frac{dz}{\rho} \right] + \int_0^L \rho \frac{\partial u}{\partial t} dx \quad (d.3)$$

Das equações (II.2.50) e (II.2.56) tem-se

$$\rho = C_0 - C_1 h \quad e$$

$$\int_0^L \frac{dz}{\rho(z)} \approx \frac{1}{\rho}$$

Incluindo-se também as perdas de pressão devido a efeitos geométricos, vem

$$P_0 - P_1 = g \int_0^L \rho(z) dz + \frac{\dot{m}^2}{\bar{A}^2} \left( \frac{1}{\rho_1} - \frac{1}{\rho_0} + \left( f \frac{L}{De} + K \right) \frac{1}{2\bar{\rho}} \right) + \int_0^L \rho \frac{\partial u}{\partial t} dx \quad (d.4)$$

onde

$\rho_0$  - densidade do fluido menos aquecido

$\rho_1$  - densidade do fluido mais aquecido

Da equação (II.2.62) temos que:

$$C_{1K} = \left( \frac{1}{\rho_{1K}} - \frac{1}{\rho_{0K}} \right) \frac{1}{\bar{A}_K^2} + \frac{1}{2\bar{\rho}_K \bar{A}_K^2} \left( f_K \frac{L}{De_K} + K_K \right)$$

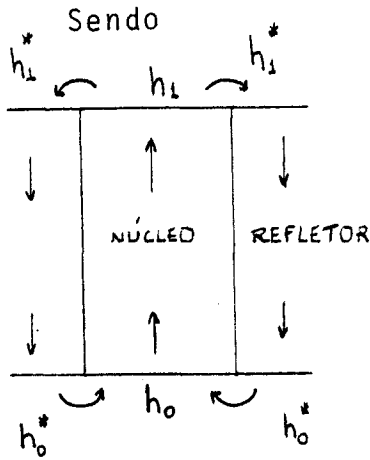
Para o canal ascendente (no núcleo)

Da equação (d.4)

$$P_0 - P_1 = g \int_0^L \rho_N(z) dz + C_{11} W_1^2 + \int_0^L \rho \frac{\partial u}{\partial t} dx \quad (d.5)$$

Para o canal descendente (no refletor)

$$P_1 - P_0 = g \int_0^L \rho_R(z) dz + C_{12} W_2^2 + \int_0^L \rho \frac{\partial u}{\partial t} dx \quad (d.6)$$



Da equação (II.2.54)

$$g \int_0^L \rho_N(z) dz = gL \left[ C_0 - C_1 \left( C_3 h_0 + (1 - C_3) h_1 \right) \right] \quad (d.7)$$

e

$$g \int_0^L \rho_R(z) dz = -gL \left[ C_0 - C_1 \left( (1 - C_3) h_1^* + C_3 h_0^* \right) \right] \quad (d.8)$$

Logo substituindo (d.7) e (d.8) em (d.5) e (d.6) e sa

bendo que  $\Delta P_T = 0$  temos:

$$C_{11} W_1^2 + C_{12} W_2^2 + gL \left[ C_0 - C_1 \left( C_3 h_0 + (1 - C_3) h_1 \right) - C_0 + C_1 \left( (1 - C_3) h_1^* + C_3 h_0^* \right) \right] + 2 \int_0^L \frac{\partial u}{\partial t} dx = 0 \quad (d.9)$$

onde

$h_0$  = entalpia de entrada no núcleo

$h_1$  = entalpia de saída do núcleo

$h_1^*$  = entalpia da câmara superior

$h_0^*$  = entalpia de saída do canal refletor

Reagrupando

$$C_{11} W_1^2 + C_{12} W_2^2 - gLC_1 \left[ (1 - C_3)h_1 - h_0 - C_3(h_0^* - h_1^*) + h_0 - h_1^* \right] + 2L \frac{dG}{dt} = 0 \quad (d.10)$$

ou

$$C_{11} W_1^2 + C_{12} W_2^2 - gLC_1 \left[ (1 - C_3) \frac{\dot{q}_1}{W_1} - C_3 \frac{\dot{q}_2}{W_2} \right] + gLC_1(h_1^* - h_0) + 2L \frac{\partial G}{\partial t} = 0 \quad (d.11)$$

Supondo que

$$gLC_1(h_1^* - h_0) \equiv 2L \frac{dG}{dt} \quad (d.12)$$

Resulta na equação utilizada no trabalho

$$C_{11} W_1^2 + C_{12} W_2^2 - gLC_1 \left[ (1 - C_3) \frac{\dot{q}_1}{W_1} - C_3 \frac{\dot{q}_2}{W_2} \right] = 0 \quad (II.2.63)$$

A hipótese feita correspondente a "quasi-estacionarida de" do fenômeno pode ser verificada com os resultados obtidos. Utilizando-se os dados da tabela (IV.2.3) para  $t = 10$  seg e  $20$  seg (onde a diferença é maior), tem-se

$$\frac{d\dot{m}_3}{dt} = A \frac{dG}{dt} \equiv \frac{90,3 - 96,1}{20 - 10} = -0,58 \text{ lb/S}^2 = -263 \text{ g/S}^2 \quad (d.13)$$

Sendo  $\dot{m}_3$  a vazão obtida com a fórmula aproximada utilizada.

Sendo

$$A = 41,33 \text{ cm}^2$$

$$C_1 = 1,78 \times 10^{-11} \frac{\text{g/cm}^3}{\text{erg/g}}$$

$$gL = C_2 = 2,79 \times 10^5 (\text{cm/s})^2$$

$$\Delta h = h_1^* - h_0 \equiv \overline{c_p} (T_4 - T_5) = 0,12697 \times 10^8 \left( \frac{\text{erg}}{\text{g}^\circ\text{C}} \right) \times (535 - 390)^\circ\text{C}$$

$$\Delta h = 1,841 \times 10^9 \text{ erg/g}$$

$$L = 284 \text{ cm}$$

Resulta

$$- \frac{gL C_1 \Delta h}{2L} = - 665 \text{ g/s}^2 \quad (\text{d.14})$$

Para compararmos os resultados obtidos com a fórmula completa e com a fórmula aproximada (equações (d.11) e (II.2.63)) temos:

Da equação (II.2.63) a (II.2.65)

$$\begin{aligned} \frac{A}{2L} \left[ C_{11} W_1'^2 + C_{12} W_2'^2 \right] &\equiv \frac{A}{2L} gL C_1 \left[ (1 - C_3) \frac{\dot{q}_1}{W_1} - C_3 \frac{\dot{q}_2}{W_2} \right] \equiv \\ &= \left[ C_{11} + C_{12} \left( \frac{M_1 N_1}{M_2 N_2} \right)^2 \right] W_1'^2 \frac{A}{2L} = \frac{A}{2L} \left[ \frac{C_{11}}{(M_1 N_1)^2} + \frac{C_{12}}{(M_2 N_2)^2} \right] (\dot{m}'_3)^2 = \\ &= \frac{41,33}{2 \times 284} \left[ \frac{1937}{(86724)^2} + \frac{4083}{(18900)^2} \right] (93 \times 453,6)^2 = 1513 \text{ g/s}^2 \quad (\text{d.15}) \end{aligned}$$

Logo os termos da equação (d.11) dados por (d.13, d.14 e d.15) são:

$$1513 - 665 + 263 = 1513 - 402$$

Logo, a parcela desprezada

$$\left[ gL C_1 (h_1^* - h_0) + 2L \frac{dG}{dt} \right] \text{ representa}$$

$$\frac{-402}{1513} = - 0,266 \text{ da equação (II.2.63)}$$



$$\left( C_{11} W_1'^2 + C_{12} W_2'^2 \right) \cong C_1 C_2 \left[ (1 - C_3) \Delta h - C_3 \Delta h^* \right]$$

Portanto a equação completa

$$(\dot{m}_3)^2 \cong \frac{a}{\dot{m}_3} - b \text{ onde } a \cong (\dot{m}'_3)^3$$

$$b \cong 0,266 \frac{a}{\dot{m}_3}$$

fica

$$(\dot{m}_3)^2 = (1 - 0,266) \frac{a}{\dot{m}_3}$$

e portanto

$$(\dot{m}_3)^3 = 0,734 a$$

$$\dot{m}_3 = \sqrt[3]{0,734 a} \cong 0,902 \dot{m}'_3 \text{ ou } \dot{m}'_3 \cong 1,109 \dot{m}_3$$

Isto significa que valores aproximados de vazão (equação II.2.63)  $(\dot{m}'_3)$  são 10,9% maiores que os obtidos com a fórmula mais correta  $(\dot{m}_3)$  (equação d.11).

Se fosse incluído o termo  $C_1 C_2 (h_1^* - h_0)$ , mas desprezando o termo  $2L \frac{dG}{dt}$  da derivada, a correção seria

$$b'' = \frac{665}{1513} \frac{a}{\dot{m}_3''} = 0,4395 \frac{a}{\dot{m}_3''}$$

Portanto

$$(\dot{m}_3'')^3 = (1 - 0,4395) a \cong \frac{0,5605}{0,734} (\dot{m}_3)^3 = 0,7636 (\dot{m}_3)^3$$

$$\dot{m}_3'' = 0,914 \dot{m}_3$$

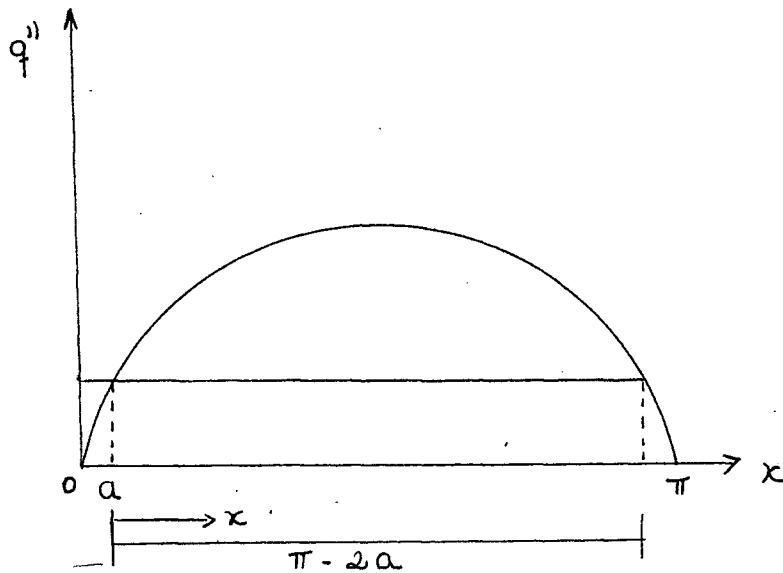
A vazão obtida seria cerca de 8,6% menor que o valor mais correto.

Como a utilização da equação de energia mecânica está cionária mais completa, com o termo  $C_1 C_2 (h_1^* - h_0)$ , não representa aumento significativo na precisão, preferiu-se calcular a vazão com a equação (II.2.63) pois assim a solução da equação de 3º grau resultante é mais facilmente encontrada.

A inclusão de todas as parcelas seria mais vantajosa, se fosse efetuado um cálculo dinâmico da vazão de recirculação. Entretanto, para as finalidades do estudo, o cálculo quasi-estático já é satisfatório, sendo por isso largamente empregado, como por exemplo, na referência (2).

A P Ê N D I C E E

Distribuição axial da potência no núcleo do reator.



Considera-se para o núcleo do reator de Clinch River um fluxo de calor "chopped cosine" simétrico.

$$q''(x) = q''_{\max} \left[ \text{sen}(x+a) \right]$$

$$q''_{\text{médio}} = \frac{\int_0^{\pi-2a} q''(x) dx}{\pi - 2a} = \frac{q''_{\max}}{\pi-2a} \int_0^{\pi-2a} \text{sen}(x+a) dx$$

Para o CRBR<sup>(9)</sup>

$$\frac{q''_{\max}}{q''_{\text{médio}}} = \frac{\pi - 2a}{\left[ -\cos(x+a) \right]_0^{\pi-2a}} = 1,23$$

$$-\cos(\pi-2a) + \cos a - \frac{\pi - 2a}{1,23} = 0$$

$$a \approx 0,48$$

Logo

$$q''(x) = q''_{\max} \left[ \text{sen}(x+0,48) \right]$$