

SIMULAÇÃO DO SISTEMA NUCLEAR DE

GERAÇÃO DE VAPOR DE UMA CENTRAL PWR

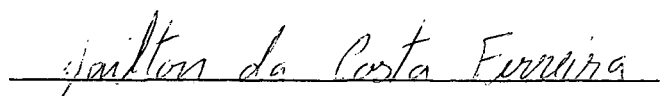
Laercio Lucena dos Reis Martins Júnior

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS (M.Sc.)

Aprovada por:


Juan Bautista Soto Hesles
(Presidente)


Zieli Dutra Thomé Filho


Jailton da Costa Ferreira


Gilberto Gomes de Andrade

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MARÇO DE 1980

MARTINS JUNIOR, LAERCIO LUCENA DOS REIS

Simulação do Sistema Nuclear de Geração de Vapor
de uma Central PWR [Rio de Janeiro] 1980.

XV, 177p. 29,7cm (COPPE-UFRJ, M.Sc.,
Engenharia Nuclear, 1980).

Tese - Univ. Fed. Rio de Janeiro. Fac. Engenharia

1. Análise e Simulação de um Sistema PWR

I. COPPE/UFRJ II. Título(série)

AGRADEÇO

- A Coordenação dos Programas em Pós-Graduação de Engenharia da Universidade Federal do Rio de Janeiro, em especial ao Programa de Engenharia Nuclear, pelos subsídios Teóricos oferecidos;

- Ao Eng^o Jailton Ferreira do Departamento de Reatores na Comissão Nacional de Energia Nuclear pela co-orientação e ajuda inestimável prestada ao longo de todo o trabalho;

- Ao Dr. Juan Bautista Soto Hesles pelo apoio e incentivo sempre constantes;

- A todos que direta ou indiretamente contribuíram para realização deste trabalho.

SUMÁRIO

O trabalho tem por objetivo a simulação digital do Sistema Nuclear de Geração de Vapor (SNGV) de uma central nuclear tipo PWR para projeto e análise de sistemas de controle.

Foram modelados o reator, o gerador de vapor, o pressurizador e atrasos no transporte do refrigerante ao longo do circuito primário.

Nenhum sistema de controle foi considerado a fim de permitir ao usuário a inclusão do controle desejado da maneira que lhe for mais conveniente.

As características do sistema em modelagem são basicamente as da Central Nuclear Almirante Álvaro Alberto, Unidade I (Angra I) obtidas através do Relatório Final de Análise de Segurança disponível na Comissão Nacional de Energia Nuclear.

ABSTRACT

The following work intends to perform the digital simulation, of the Nuclear Steam Supply System (NSSS) of a PWR nuclear power plant for control systems design and analysis purposes.

There are mathematical models for the reactor, the steam generator, the pressurizer and for transport lags of the coolant in the primary circuit.

Nevertheless no one control system has been considered to permit any user the inclusion in the more convenient way of the desired control systems' models.

The characteristics of the system in consideration are fundamentally equal to the ones of Almirante Álvaro Alberto Nuclear Power Plant, Unit I (Angra I) obtained in the Final Safety Analysis Report at Comissão Nacional de Energia Nuclear.

ÍNDICE

	pág.
CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
I.1. Objetivos	2
I.2. Descrição do Trabalho	3
CAPÍTULO II - MODELAGEM DO SISTEMA	5
II.1. Considerações Gerais	6
II.2. Análise Teórica do Núcleo	13
II.2.1. Processos Nucleares	13
II.2.2. Reatividade Total	15
II.2.3. Temperatura Efetiva do Combustível	18
II.2.4. Potencia Térmica Gerada	21
II.2.5. Modelagem dos Processos Térmicos	21
II.3. Análise Teórica do Gerador de Vapor	24
II.3.1. Simplificações Realizadas	24
II.3.2. Equações para Modelagem	28
II.4. Análise Teórica do Pressurizador	33
II.4.1. Simplificações Realizadas	33
II.4.2. Equações para Modelagem	36
II.5. Análise dos Atrasos Decorrentes da Propaga ção do Fluido Primário	39
CAPÍTULO III - COEFICIENTES DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR ..	42
III.1. Considerações Gerais	43

	pág.
III.2. Determinação do Coeficiente de Transferência de Calor Médio entre o Revestimento e o Refrigerante	43
III.2.1. Levantamento do Perfil de Temperaturas do Refrigerante ao longo do Eixo Axial do Elemento Combustível	44
III.3. Determinação da distribuição de Temperaturas numa Secção Radial do Elemento Combustível	46
III.3.1. Cálculo da Temperatura da Parede Externa do Revestimento	47
III.3.2. Cálculo da Temperatura da Parede Interna do Revestimento	47
III.3.3. Determinação da Temperatura da Superfície Externa da Pastilha	48
III.3.4. Determinação das Temperaturas numa Secção Radial da Pastilha	49
III.4. Considerações sobre a utilização de Condições Estacionárias para Determinação dos Coeficientes de Transferência de Calor a cada Instante de Tempo	52
III.4.1. Resolução da Equação do Calor nas Hipóteses Assumidas	54
III.4.2. Aplicação de Condições Iniciais e Condições de Contorno	57
CAPÍTULO IV - CÁLCULO DE CONDIÇÕES INICIAIS	62
IV.1. Determinação das Condições Iniciais para as Equações de Cinética Puntual	63

	pág.
IV.2. Determinação das Condições Iniciais para as Equações Térmicas do Núcleo	64
IV.3. Determinação da Temperatura Média do Refrigerante no Instante Inicial	65
IV.4. Determinação das Condições Iniciais para o Gerador de Vapor	67
IV.5. Condições Iniciais para o Pressurizador.	69
IV.6. Condições Iniciais para as Variáveis que modelam Atrasos de Propagação	70
 CAPÍTULO V - RESULTADOS E CONCLUSÕES	 72
V.1. Resultados Obtidos	73
V.2. Conclusões	74
 APÊNDICE A	 94
A.1. Considerações Gerais	95
A.2. Desenvolvimento do Método da Matriz Exponencial	95
A.2.1. Para Equações Homogêneas	95
A.2.2. Para Equações não Homogêneas	98
A.3. Métodos para Solução de Equações Diferenciais não Lineares ou com Coeficientes Variáveis no Tempo através do Código Matexp.	100
A.4. Estrutura Básica do Código Matexp	103
 APÊNDICE B - CORRELAÇÕES E PROPRIEDADES DOS MATERIAIS ...	 104
 APÊNDICE C - CARACTERÍSTICAS GERAIS	 110

	pág.
APÊNDICE D - LISTAGEM DO PROGRAMA	114
NOMENCLATURA	166
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	174

ÍNDICE DE FIGURAS

	pág.
FIGURA II.1. Sistema Nuclear de Geração de Vapor de uma Central PWR	7
FIGURA II.2. Diagrama em Blocos do modelo	8
FIGURA II.3. Vista Seccional de um Reator PWR	10
FIGURA II.4. Gerador de Vapor Tipo U Invertido	11
FIGURA II.5. Pressurizador	12
FIGURA II.6. Coeficiente de Temperatura Doppler Versus Temperatura Efetiva do Combustível	19
FIGURA II.7. Coeficiente de Temperatura do Moderador Versus Temperatura Média do Moderador	20
FIGURA II.8. Modelo para o elemento Combustível	22
FIGURA II.9. Vista Esquemática do Gerador de Vapor	26
FIGURA II.10. Vista Esquemática do Pressurizador	34
FIGURA II.11. Esquema para considerar Atrasos de Propagação	39
FIGURA V.1. Reatividade Externa Aplicada Versus Tempo: 1º caso Simulado	75
FIGURA V.2. Reatividade Externa Aplicada Versus Tempo: 2º caso Simulado	75
FIGURA V.3. Demanda de Vapor Versus Tempo: 3º caso Simulado	76
FIGURA V.4. Demanda de Vapor Versus Tempo: 4º caso Simulado	76

	pág.
FIGURA V.5. População normalizada de Neutrons Versus Tempo (1º caso)	77
FIGURA V.6. Temperatura Média do 1º nodo do Elemento Com bustível Versus Tempo (1º caso)	77
FIGURA V.7. Temperatura Média do 2º nodo do Elemento Com bustível Versus Tempo (1º caso)	77
FIGURA V.8. Temperatura Média do Refrigerante no Núcleo Versus Tempo (1º caso)	78
FIGURA V.9. Temperatura Média do Refrigerante no Primário do Gerador de Vapor Versus Tempo (1º caso)...	78
FIGURA V.10. Temperatura Média da Tubulação do Gerador de Vapor Versus Tempo (1º caso)	78
FIGURA V.11. Pressão Primária Versus Tempo (1º caso)....	79
FIGURA V.12. Massa de Água no Pressurizador Versus Tempo (1º caso)	79
FIGURA V.13. Massa de Vapor no Pressurizador Versus Tempo (1º caso)	79
FIGURA V.14. Pressão Secundária Versus Tempo (1º caso)...	80
FIGURA V.15. Massa de Água no Secundário do Gerador de Vapor Versus Tempo (1º caso)	80
FIGURA V.16. Massa de Vapor no Secundário do Gerador de Vapor Versus Tempo (1º caso)	80
FIGURA V.17. População Normalizada de Neutrons Versus Tem po (2º caso)	81
FIGURA V.18. Temperatura Média do 1º nodo do Elemento Com bustível Versus Tempo (2º caso)	81

	pág.
FIGURA V.19. Temperatura Média do 2º nodo do Elemento Combustível Versus Tempo (2º caso).....	81
FIGURA V.20. Temperatura Média do Refrigerante no Nucleo Versus Tempo (2º caso)	82
FIGURA V.21. Temperatura Média do Refrigerante no Primário do Gerador de Vapor Versus Tempo (2º caso)...	82
FIGURA V.22. Temperatura Média da Tubulação do Gerador de Vapor Versus Tempo (2º caso)	82
FIGURA V.23. Pressão Primária Versus Tempo (2º caso).....	83
FIGURA V.24. Massa de Água no Pressurizador Versus Tempo (2º caso)	83
FIGURA V.25. Massa de Vapor no Pressurizador Versus Tempo (2º caso)	83
FIGURA V.26. Pressão Secundária Versus Tempo (2º caso).....	84
FIGURA V.27. Massa de Água no Secundário do Gerador de Vapor Versus Tempo (2º caso)	84
FIGURA V.28. Massa de Vapor no Secundário do Gerador de Vapor Versus Tempo (2º caso)	84
FIGURA V.29. População Normalizada de Neutrons Versus Tempo (3º caso)	85
FIGURA V.30. Temperatura Média do 1º nodo do Elemento Combustível Versus Tempo (3º caso)	85
FIGURA V.31. Temperatura Média do 2º nodo do Elemento Combustível Versus Tempo (3º caso)	85
FIGURA V.32. Temperatura Média do Refrigerante no Nucleo Versus Tempo (3º caso)	86

	pág.
FIGURA V.33. Temperatura Média do Refrigerante no Primário do Gerador de Vapor Versus Tempo (3º caso)...	86
FIGURA V.34. Temperatura Média da Tubulação Metálica do Gerador de Vapor Versus Tempo (3º caso).....	86
FIGURA V.35. Pressão Primária Versus Tempo (3º caso).....	87
FIGURA V.36. Massa de Água no Pressurizador Versus Tempo (3º caso)	87
FIGURA V.37. Massa de Vapor no Pressurizador Versus Tempo (3º caso)	87
FIGURA V.38. Pressão Secundária Versus Tempo (3º caso)....	88
FIGURA V.39. Massa de Água no Secundário do Gerador de Vapor Versus Tempo (3º caso).....	88
FIGURA V.40. Massa de Vapor no Secundário do Gerador de Vapor Versus Tempo (3º caso).....	88
FIGURA V.41. População Normalizada de Neutrons Versus Tempo (4º caso)	89
FIGURA V.42. Temperatura Média do 1º nodo do Elemento Combustível Versus Tempo (4º caso).....	89
FIGURA V.43. Temperatura Média do 2º nodo do Elemento Combustível Versus Tempo (4º caso)	89
FIGURA V.44. Temperatura Média do Refrigerante no Núcleo Versus Tempo (4º caso).....	90
FIGURA V.45. Temperatura Média do Refrigerante no Primário do Gerador de Vapor Versus Tempo (4º caso)...	90
FIGURA V.46. Temperatura Média da Tubulação do Gerador de Vapor Versus Tempo (4º caso)	90

FIGURA V.47.	Pressão Primária Versus Tempo (4º caso).....	91
FIGURA V.48.	Massa de Água no Pressurizador Versus Tempo (4º caso)	91
FIGURA V.49.	Massa de Vapor no Pressurizador Versus Tempo (4º caso)	91
FIGURA V.50.	Pressão Secundária Versus Tempo (4º caso)....	92
FIGURA V.51.	Massa de Água no Secundário do Gerador de Va por Versus Tempo (4º caso).....	92
FIGURA V.52.	Massa de Vapor no Secundário do Gerador de Va por Versus Tempo (4º caso).....	92

ÍNDICE DE TABELAS

	pág.
TABELA (1) - Fração e Constantes de Decaimento para 6 grupos de Precursores de Neutrons Retardados e 5 grupos de produtos de Fissão	16
TABELA (2) - Fração e Constantes de Decaimento para 3 grupos de Precursores de Neutrons Retardados e 2 grupos de Produtos de Fissão	17

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

I.1 - Objetivos

Uma central nuclear de potência vem a ser um dos sistemas mais complexos e caros construídos na atualidade.

Seu projeto e operação, dependem de uma tecnologia altamente sofisticada que vem requerendo um constante aperfeiçoamento visando melhorar sua performance e confiabilidade. Como consequência disto, melhoramentos nos sistemas de controle também tornam-se necessários.

Até o presente momento as técnicas para controle em centrais nucleares vem se baseando na análise clássica do domínio da frequência auxiliada por dispositivos analógicos.

Algumas dificuldades⁽²⁴⁾ decorrem desta abordagem, salientando-se as seguintes:

- O sistema de controle torna-se uma coleção de sub-sistemas independentes com razoável interação mútua e que algumas vezes competem entre si nos seus objetivos.
- As funções de transferência nas quais o modelo para controle é baseado estão geralmente associados a considerável incerteza.
- De maneira geral, as medidas estão mascaradas por ruído.
- Variáveis importantes que descrevem o comportamento da central não são passíveis de medida.

Uma vez que não é prática a utilização de um sistema PWR real como ferramenta de projeto e análise, um modelo matemático para o sistema deve ser desenvolvido.

O objetivo deste trabalho é então desenvolver um programa para computadores digitais utilizando a linguagem FORTRAN IV para simular o Sistema Nuclear de Geração de Vapor (SNGV) de uma central tipo PWR para fins de projeto e análise de sistemas de controle.

É importante notar que para ser aplicável o modelo deve representar o SNGV em sua faixa normal de operação (condição I)* não sendo assim apropriado para uma análise de segurança onde as condições de operação do sistema são quase sempre anormais requerendo portanto uma modelagem bem diferente da que aqui foi utilizada.

I.2 - Estrutura do Trabalho

O Capítulo II a seguir, fornece a estrutura básica do modelo e apresenta as equações que seguem o comportamento dos componentes do sistema.

No Capítulo III são determinados os coeficientes de transferencia de calor utilizados no reator. São feitas também considerações sobre as aproximações utilizadas nos cálculos dos referidos coeficientes.

O Capítulo IV tem por objetivo único o cálculo de condições iniciais.

* (condição I pela classificação da ANS).

Finalizando o Capítulo V apresenta os resultados obtidos assim como algumas conclusões decorrentes da análise desses resultados.

São também fornecidos quatro apêndices que tem por finalidade complementar o desenvolvimento teórico feito nos cinco capítulos básicos.

CAPÍTULO II

MODELAGEM DO SISTEMA

II.1 - Considerações Gerais

Um modelo completo do SNGV de uma central nuclear consistiria do reator, múltiplos caminhos hidráulicos com respectivos geradores de vapor e um pressurizador (vide Fig. II.1).

Como os casos sob consideração estão numa faixa de operação de características bem regulares, será assumido que os sistemas hidráulicos tenham sido projetados para nestas condições compartilharem igualmente do processo de remoção de calor, tornando-se possível assim considerar apenas um caminho hidráulico ao qual estejam conectados o respectivo gerador de vapor além do pressurizador.

Mesmo assim, a modelagem do SNGV consiste de um grande número de equações diferenciais parciais não lineares com coeficientes variáveis ao longo do tempo. No entanto como o objetivo aqui pretendido é apenas a obtenção de um módulo auxiliar para projeto e análise de sistemas de controle, capaz de prever apenas variações mais importantes no sistema quando sujeito a transitórios operacionais, torna-se possível desenvolver um modelo que consista de equações diferenciais ordinárias com coeficientes variáveis no tempo.

A Fig. II.2 é um diagrama em blocos do modelo. Todo processo nuclear é representado através das equações de cinética puntual uma vez que estas fornecem resultados satisfatórios para projeto e análise de sistemas de controle evitando o emprego desnecessário de modelos para cinética espacial que consomem mais tempo e armazenagem computacional.

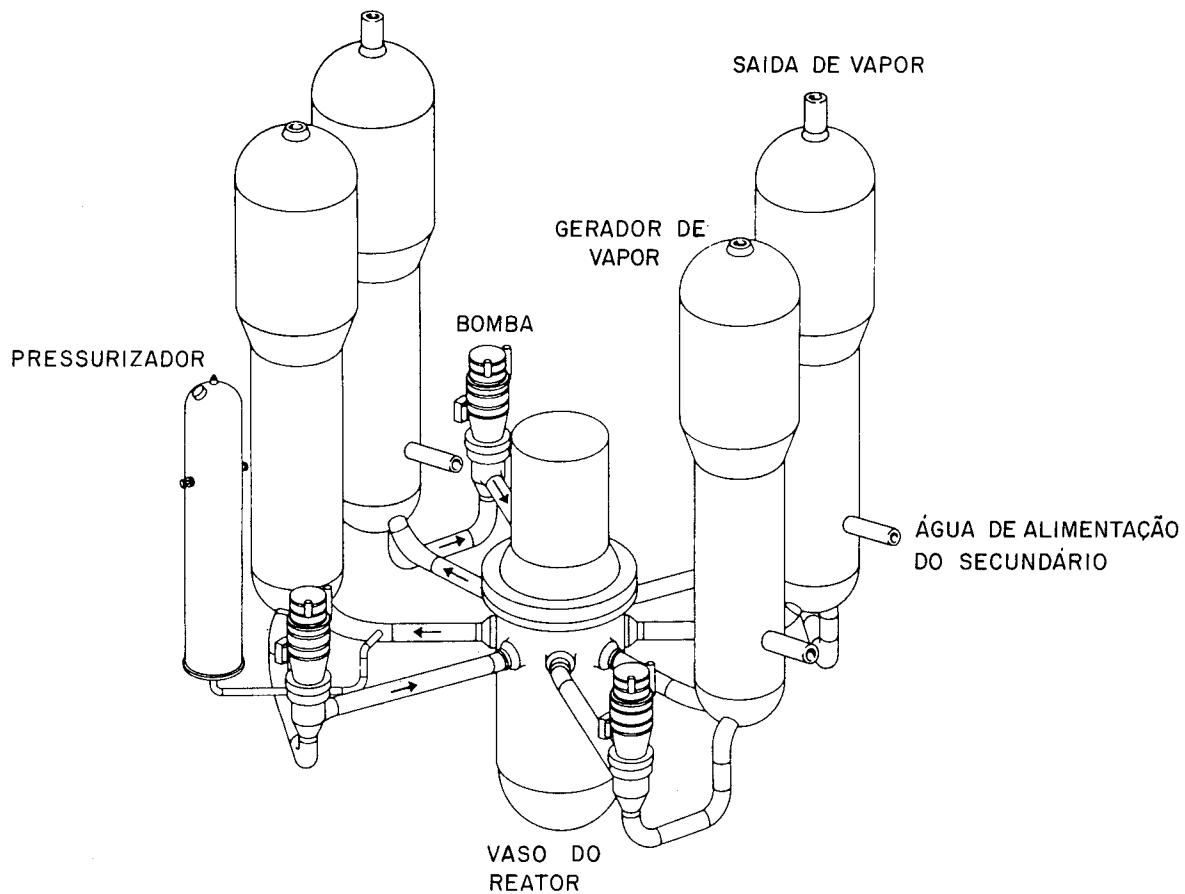


FIGURA II.1 - SISTEMA NUCLEAR DE GERAÇÃO DE VAPOR DE UMA CENTRAL PWR

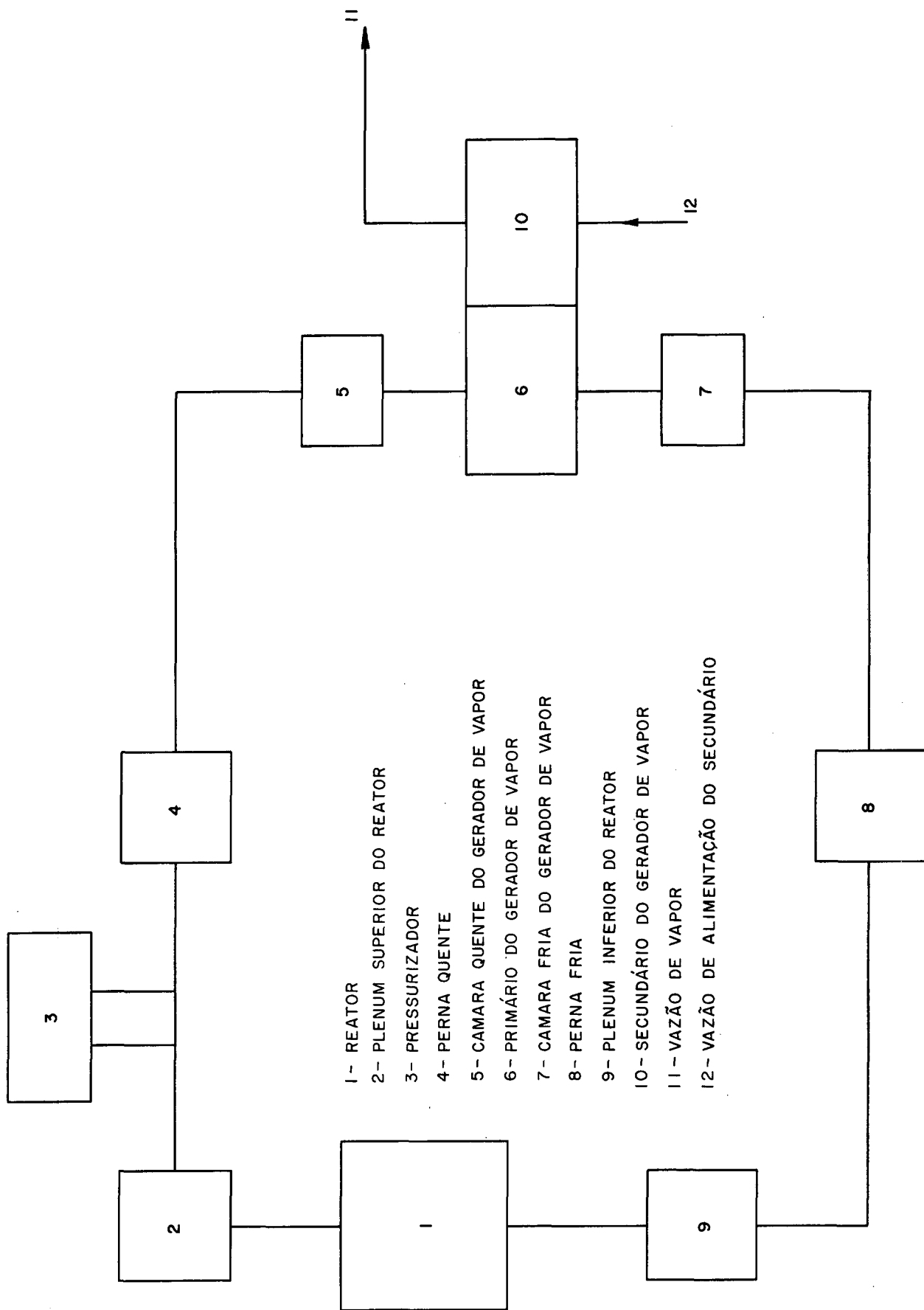


FIGURA II.2

Para o circuito primário, excluindo-se o pressurizador calor é fornecido apenas no reator e removido no gerador de vapor. Os atrasos decorrentes do transporte pelas plena superior e inferior do reator, perna quente e perna fria também estão sob consideração através de aproximações de primeira ordem de série de Taylor.

O gerador de vapor em consideração é do tipo U invertido com recirculação natural no qual as secções pré-aquecedora e evaporadora no lado secundário foram substituídas por uma única equivalente.

Quanto ao pressurizador assume-se que sua pressão interna seja igual a do circuito primário em qualquer instante de tempo.

Devido ao fato do bombeamento no circuito primário se dar a uma vazão praticamente constante e levando-se em conta que variações em qualquer volume de controle do sistema primário são pequenas na faixa normal de operação podemos deixar de incluir equações de conservação de momentum, limitando-se apenas a equações para conservação de massa a energia. Os termos relativos a energia cinética e potencial também não foram incluídos nas equações de conservação da energia.

O sistema de equações assim obtido é resolvido pelo código Matexp¹ cuja descrição está no Apêndice A.

As Figs. II.3, II.4 e II.5 fornecem respectivamente vistas seccionais do reator, do gerador de vapor e do pressurizador.

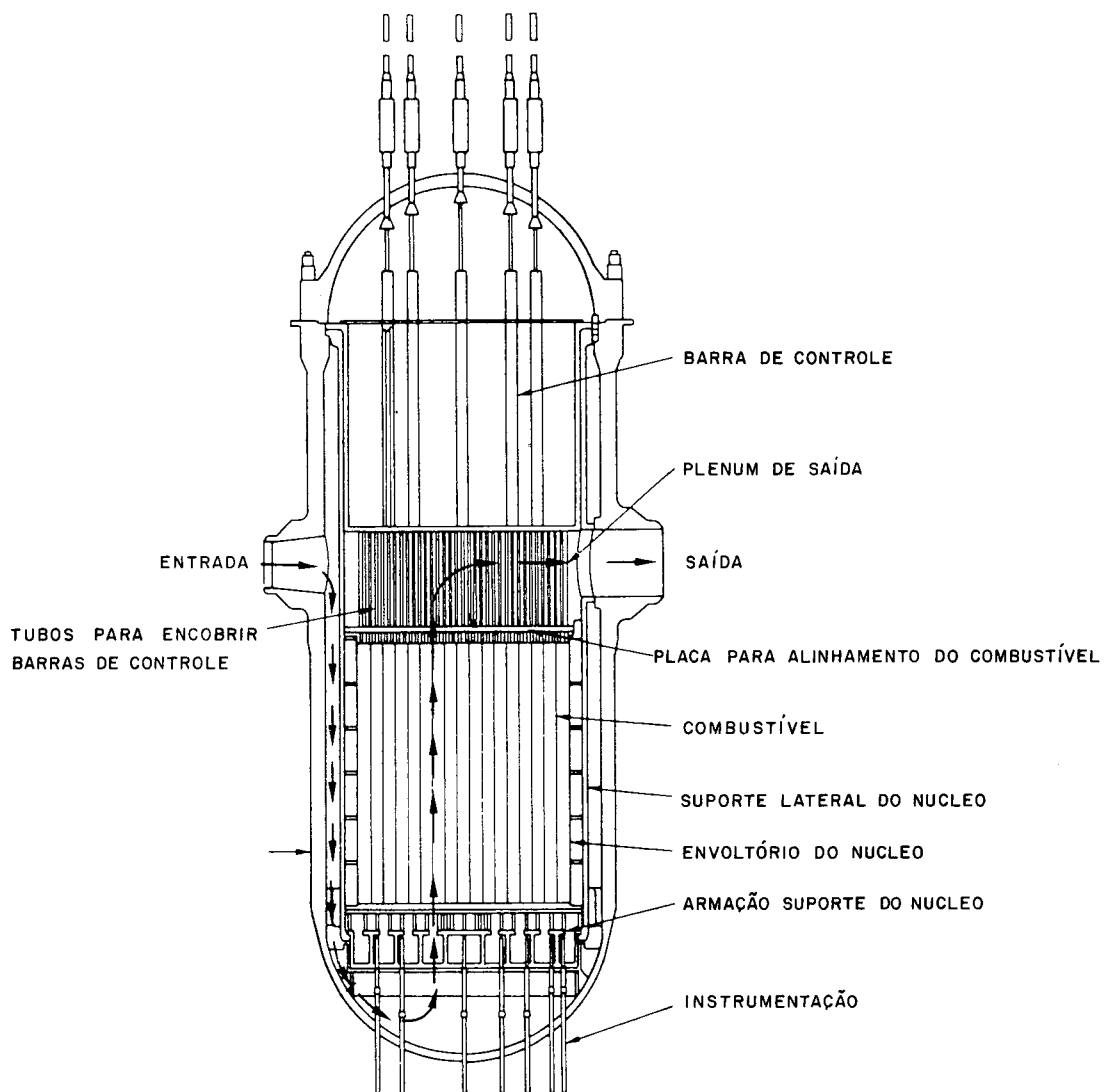


FIGURA II.3 – VISTA SECCIONAL DE UM REATOR PWR

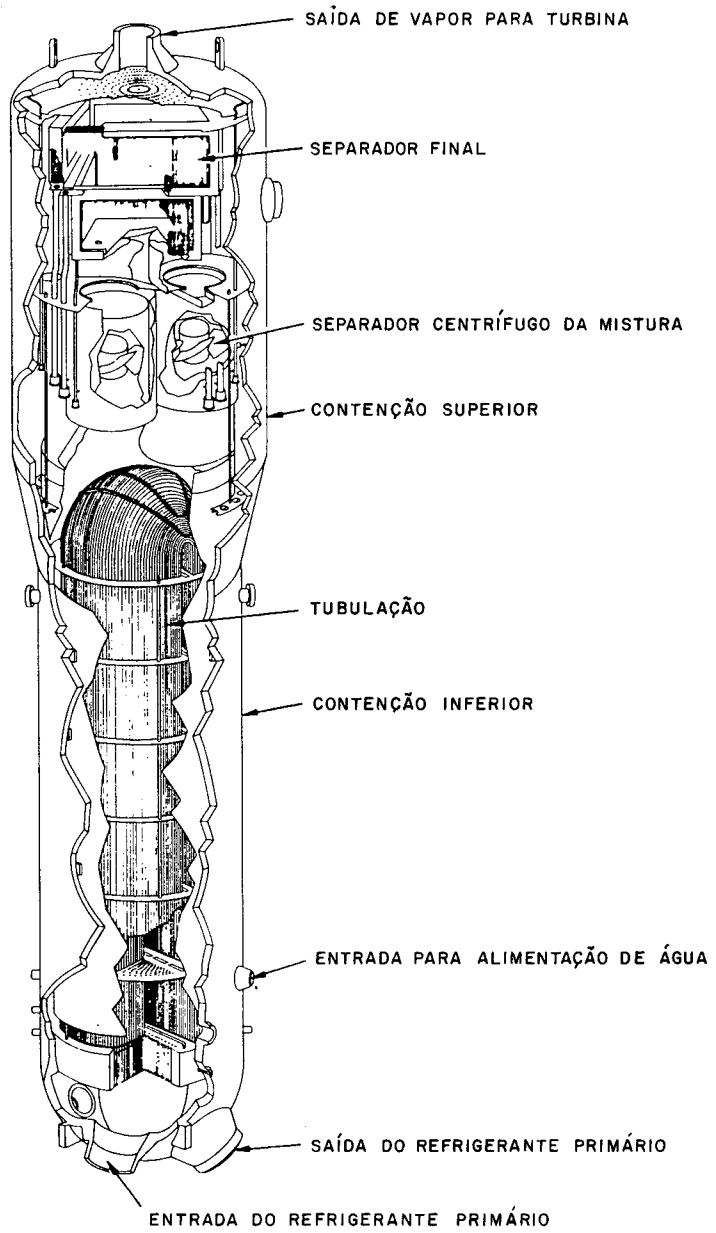


FIGURA II.4 - GERADOR DE VAPOR TIPO U INVERTIDO

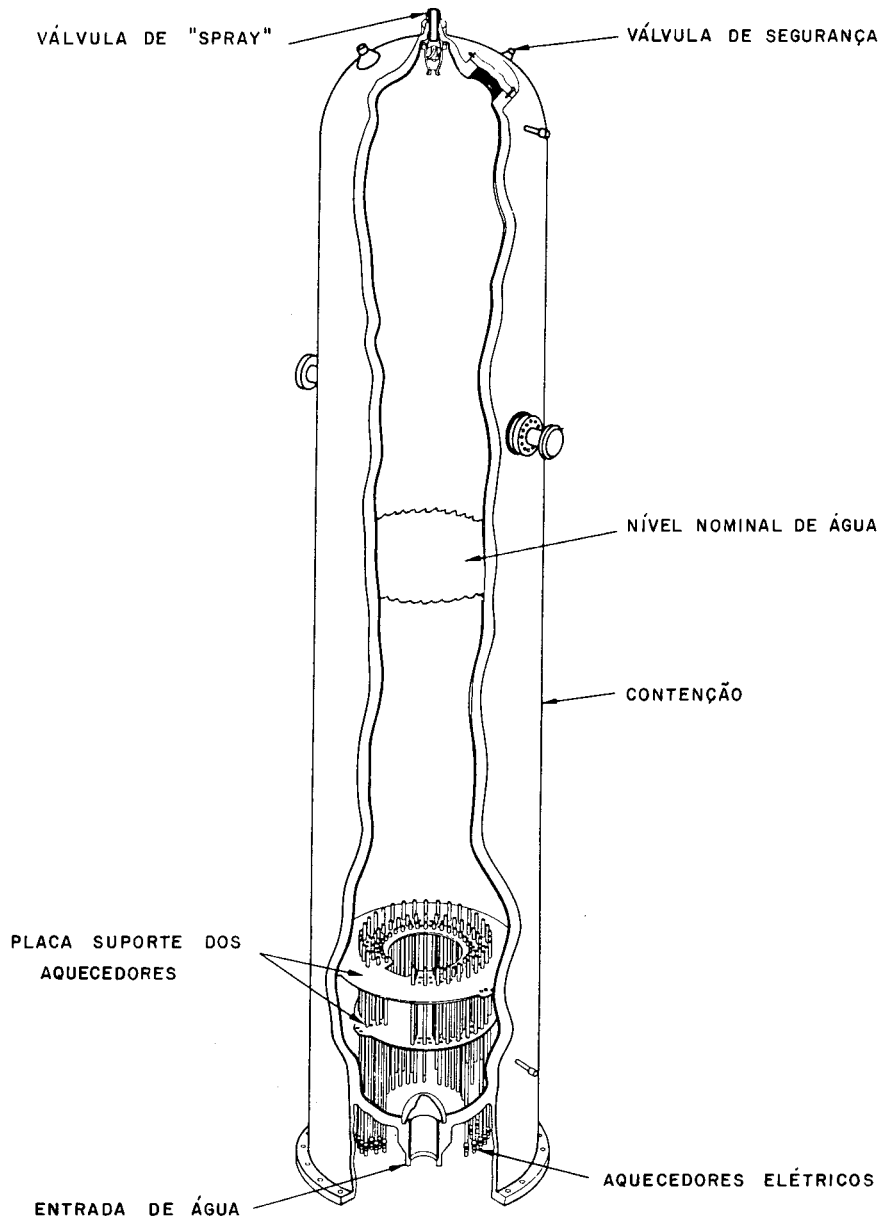


FIGURA II.5 - PRESSURIZADOR

II.2 - Análise Teórica do Núcleo do Reator

As equações para modelagem do núcleo devem representar não só os processos nucleares como também a parte térmica envolvida.

II.2.1 - Processos Nucleares

Os processos nucleares podem ser descritos pelas equações de cinética puntual:

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho_T^* - \beta}{\Lambda} n + \sum_{j=1}^3 \lambda_{cj} C_j \quad j=1,2,3 \quad (1)$$

$$\frac{dC_j}{dt} = \frac{\beta_j}{\Lambda} n - \lambda_{cj} C_j \quad (2)$$

$$\frac{dD_i}{dt} = \gamma_i n - \lambda_{Di} D_i \quad i=1,2 \quad (3)$$

Convém observar que ao desenvolver-se este modelo reduziu-se os seis grupos de precursores de neutrons retardados a apenas tres. Da mesma forma, reduziu-se também os produtos de fissão a apenas 2 grupos.

Tal procedimento é idêntico ao adotado por Cooper e Cain⁽³⁾ e visa apenas evitar uma sobrecarga de equações ao sistema a ser obtido.

Neste trabalho os valores da Tabela (1) foram obtidos no código Marvel⁽²⁾ e através dos conjuntos de relações (4) e (5),

utilizados para confecção da Tabela (2) que será utilizada em detrimento da anterior.

Para os precursores de neutrons retardados

$$\beta_1 = \beta_{01} + \beta_{02}$$

$$\beta_2 = \beta_{03} + \beta_{04}$$

$$\beta_3 = \beta_{05} + \beta_{06}$$

$$\lambda_{c_1} = \left[\begin{array}{cc} \frac{1}{\beta_1} & \sum_2 \frac{\beta_{oj}}{\lambda_{coj}} \\ 1 & 1 \end{array} \right]^{-1}$$

(4)

$$\lambda_{c_2} = \left[\begin{array}{cc} \frac{1}{\beta_2} & \sum_3 \frac{\beta_{oj}}{\lambda_{coj}} \\ \beta_2 & 4 \end{array} \right]^{-1}$$

$$\lambda_{c_3} = \left[\begin{array}{cc} \frac{1}{\beta_3} & \sum_6 \frac{\beta_{oj}}{\lambda_{coj}} \\ \beta_3 & 5 \end{array} \right]^{-1}$$

Para os produtos de fissão

$$\gamma_1 = \gamma_{01} + \gamma_{02}$$

(5)

$$\gamma_2 = \gamma_{03} + \gamma_{04} + \gamma_{05}$$

$$\gamma_{D_1} = \begin{bmatrix} 1 & 2 & \gamma_{oi} \\ \gamma_1 & \sum & \lambda_{Do_i} \end{bmatrix}^{-1}$$

(5)

$$\gamma_{D_2} = \begin{bmatrix} 1 & 2 & \gamma_{oi} \\ \gamma_2 & \sum & \lambda_{Do_i} \end{bmatrix}^{-1}$$

Apenas para facilitar o manuseio numérico dos resultados a serem obtidos, optou-se por uma normalização das equações de cinética puntual pela população inicial de neutrons. Portanto (1) a (3) ficam

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{n}{n_o} \right) = \frac{\rho^* - \beta}{\Lambda} \left(\frac{n}{n_o} \right) + \sum_1^3 \lambda_{cj} \left(\frac{C_j}{n_o} \right) \quad j=1,2,3$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{C_j}{n_o} \right) = \frac{\beta_j}{\Lambda} \left(\frac{n}{n_o} \right) - \lambda_{cj} \left(\frac{C_j}{n_o} \right)$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{D_i}{n_o} \right) = \gamma_i \left(\frac{n}{n_o} \right) - \lambda_{D_i} \left(\frac{D_i}{n_o} \right) \quad i=1,2,$$

II.2.2 - Reatividade Total

A reatividade total aplicada ρ^* , foi dividida em tres parcelas: reatividade externa aplicada e as realimentações devidas ao moderador e ao efeito Doppler.

$$\rho_T^* = \rho_{ext}^*(t) + \rho_D^*(t) + \rho_M^*(t) \quad (6)$$

TABELA (1)

PRECURSORES DE NEUTRONS RETARDADOS		
GRUPO	FRAÇÃO β_{oj}	C^{te} DE DECAIMENTO λ_{coj} (seg ⁻¹)
1	0.0001690	3.87
2	0.0008320	1.40
3	0.0026455	3.11×10^{-1}
4	0.0012220	1.15×10^{-1}
5	0.0013845	3.17×10^{-2}
6	0.0002470	1.27×10^{-2}
TOTAL	0.006500	
PRODUTOS DE FISSÃO		
GRUPO	FRAÇÃO γ_{oi}	C^{te} DE DECAIMENTO λ_{Doi} (seg ⁻¹)
1	0.00406	1.772
2	0.01120	5.77×10^{-1}
3	0.02104	6.743×10^{-3}
4	0.02626	6.214×10^{-3}
5	0.05581	4.739×10^{-4}
TOTAL	0.0784	

TABELA(2)

PRECURSORES DE NEUTRONS RETARDADOS		
GRUPO	FRAÇÃO β_j	C_{ej}^{te} DE DECAIMENTO λ_{ej} (seg ⁻¹)
1	1.001×10^{-3}	1.5691
2	3.8675×10^{-3}	0.2021
3	1.6315×10^{-3}	0.0258
TOTAL	0.0065	
PRODUTOS DE FISSÃO		
GRUPO	FRAÇÃO γ_i	C_{Di}^{te} DE DECAIMENTO λ_{Di} (seg ⁻¹)
1	0.01526	1.42126
2	0.06311	1.6652×10^{-3}
TOTAL	0.0784	

Os coeficientes de temperatura do moderador e Doppler, utilizados para calcular a reatividade realimentada, foram determinados a partir das Figs. II.6 e II.7 extraídas do Relatório Final de Análise de Segurança (RFAS) de Angra I⁽⁴⁾. Polinômios de 2º grau foram ajustados a ambas as curvas resultando para o coeficiente de temperatura do moderador a expressão

$$\frac{\partial \rho^*}{\partial T_M} = - (2.106 \times 10^{-4} T_M^2 + 1.946 \times 10^{-2} T_M + 1.134) \times 1.8 \times 10^{-5} \text{ PCM/}^\circ\text{C} \quad (7)$$

e para o coeficiente de temperatura Doppler

$$\frac{\partial \rho^*}{\partial T_{\text{eff}}} = (-2.16 \times 10^{-6} T_{\text{eff}}^2 + 4.3030 \times 10^{-3} T_{\text{eff}} - 3.4428) \times 1.8 \times 10^{-5} \text{ PCM/}^\circ\text{C} \quad (8)$$

Podemos portanto aproximar $\rho_M^*(t)$ e $\rho_D^*(t)$ da seguinte forma:

$$\rho_M^*(t) = \rho_M^*(t-\Delta t) + \left. \frac{\partial \rho^*}{\partial T_M} \right|_{T_M(t)} (T_M(t) - T_M(t-\Delta t)) \quad (9)$$

$$\rho_D^*(t) = \rho_D^*(t-\Delta t) + \left. \frac{\partial \rho}{\partial T_{\text{eff}}} \right|_{T_{\text{eff}}(t)} (T_{\text{eff}}(t) - T_{\text{eff}}(t-\Delta t)) \quad (10)$$

II.2.3 - Temperatura Efetiva do Combustível

A temperatura efetiva do combustível, utilizada nas relações (8) e (10) tem sua determinação baseada no valor nominal de 612.78°C conforme dados fornecidos pelo Grupo de Análise do Núcleo do Departamento de Reatores na Comissão Nacional de Energia Nuclear.

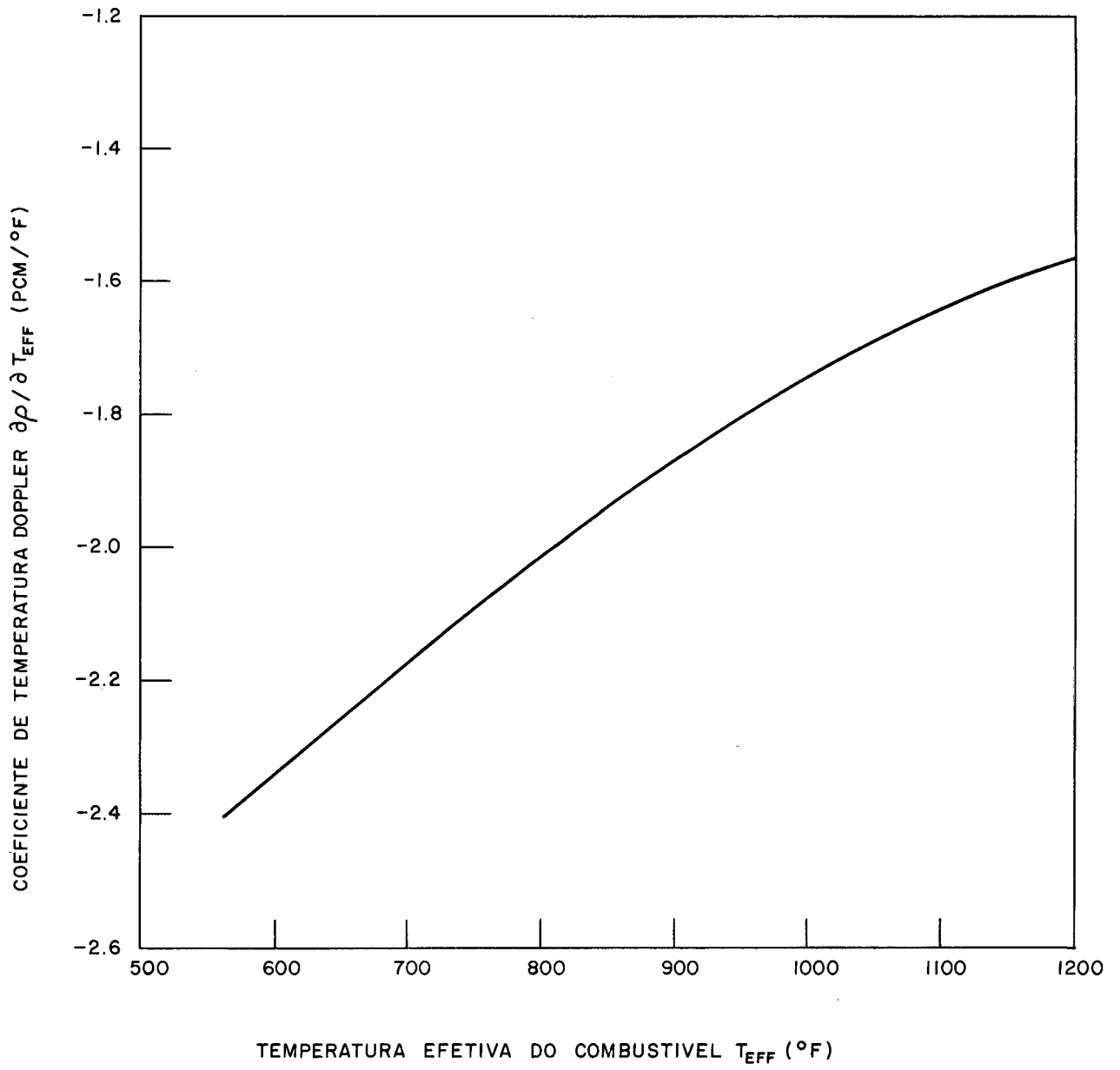


FIGURA II.6

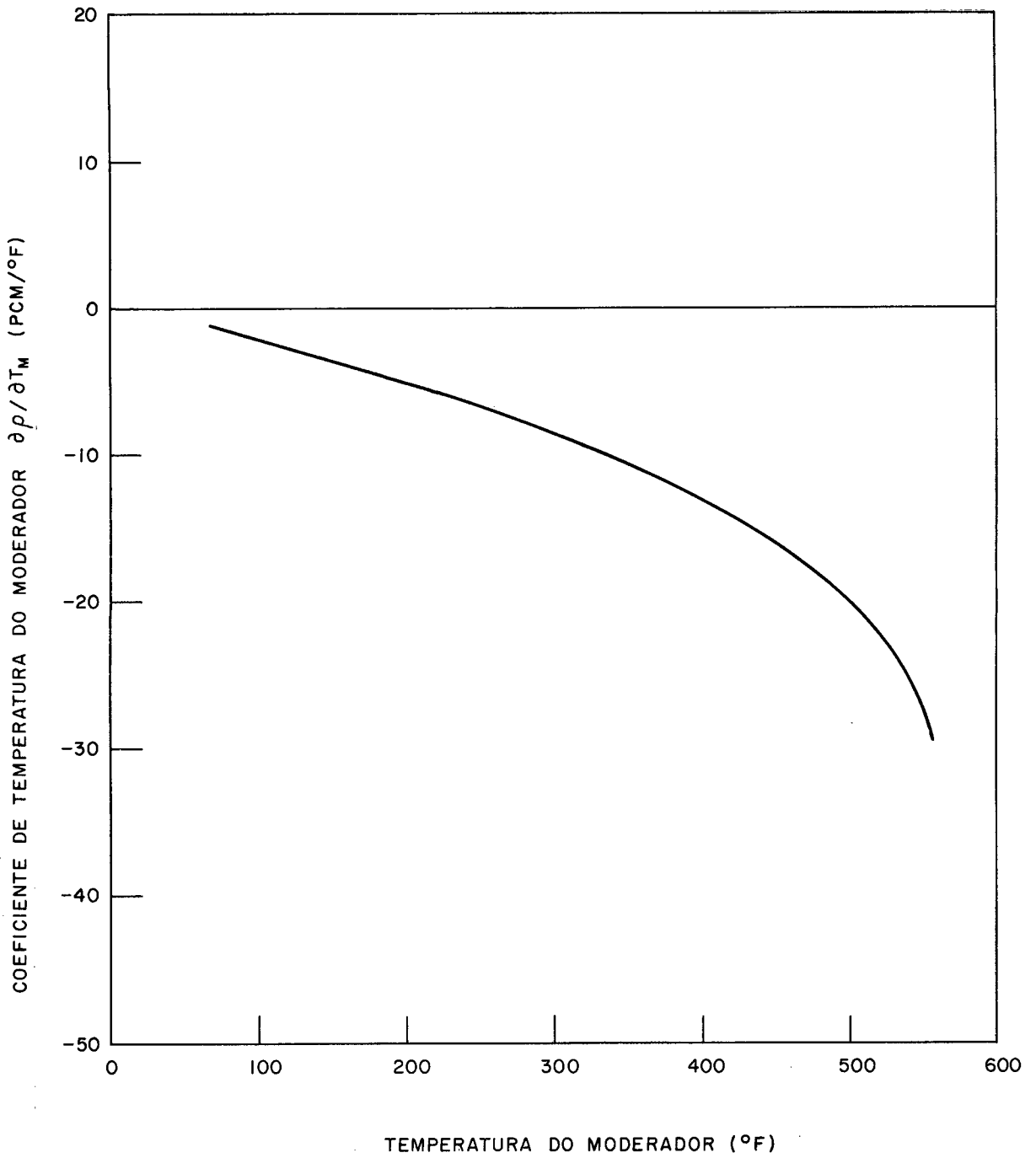


FIGURA II.7

A partir deste valor determinou-se utilizando as condições iniciais (Capítulo IV) uma constante cT tal que

$$T_{\text{eff}}(T) = \frac{T_{f1}(t) + T_{f2}(t)}{2} \cdot cT \quad (11)$$

para $t=0$, e assume-se que para qualquer outro instante de tempo, a relação acima seja sempre válida.

II.2.4 - Potência Térmica Gerada

Com relação a potência térmica gerada a cada instante de tempo, sua determinação pode ser feita pela expressão:

$$P_w = \left[n(1-\bar{\gamma}) + \sum_1^2 \lambda_{D_i} \gamma_i D_i \right] E \quad (12)$$

Levando-se em conta que as populações de neutrons e produtos de fissão utilizados estão normalizados, a expressão anterior assume a forma:

$$P_w = n_o \left[\left(\frac{n}{n_o} \right) (1-\bar{\gamma}) + \sum_1^2 \lambda_{D_i} \gamma_i \left(\frac{D_i}{n_o} \right) \right] \quad (13)$$

II.2.5 - Modelagem dos Processos Térmicos

Para modelar-se a cinética térmica do núcleo foi necessário considerar a existência de 5 regiões ou nodos radiais para cada elemento combustível conforme pode ser visto na Fig. II.8.

O primeiro nodo ou mais interno consiste de metade da massa total do combustível onde assume-se que 50% da potência térmica é gerada com distribuição radial uniforme.

O segundo contem o restante do combustível e gera os 50% complementares da potência de forma idêntica ao anterior.

O terceiro nodo corresponde a folga ("GAP") suposta conter gás hélio a uma pressão de 50 atm.

O quarto nodo representa o revestimento ("cladding") assumindo ser Zircalloy 2.

Finalmente o quinto e último nodo representa o refrigerante em canal médio.

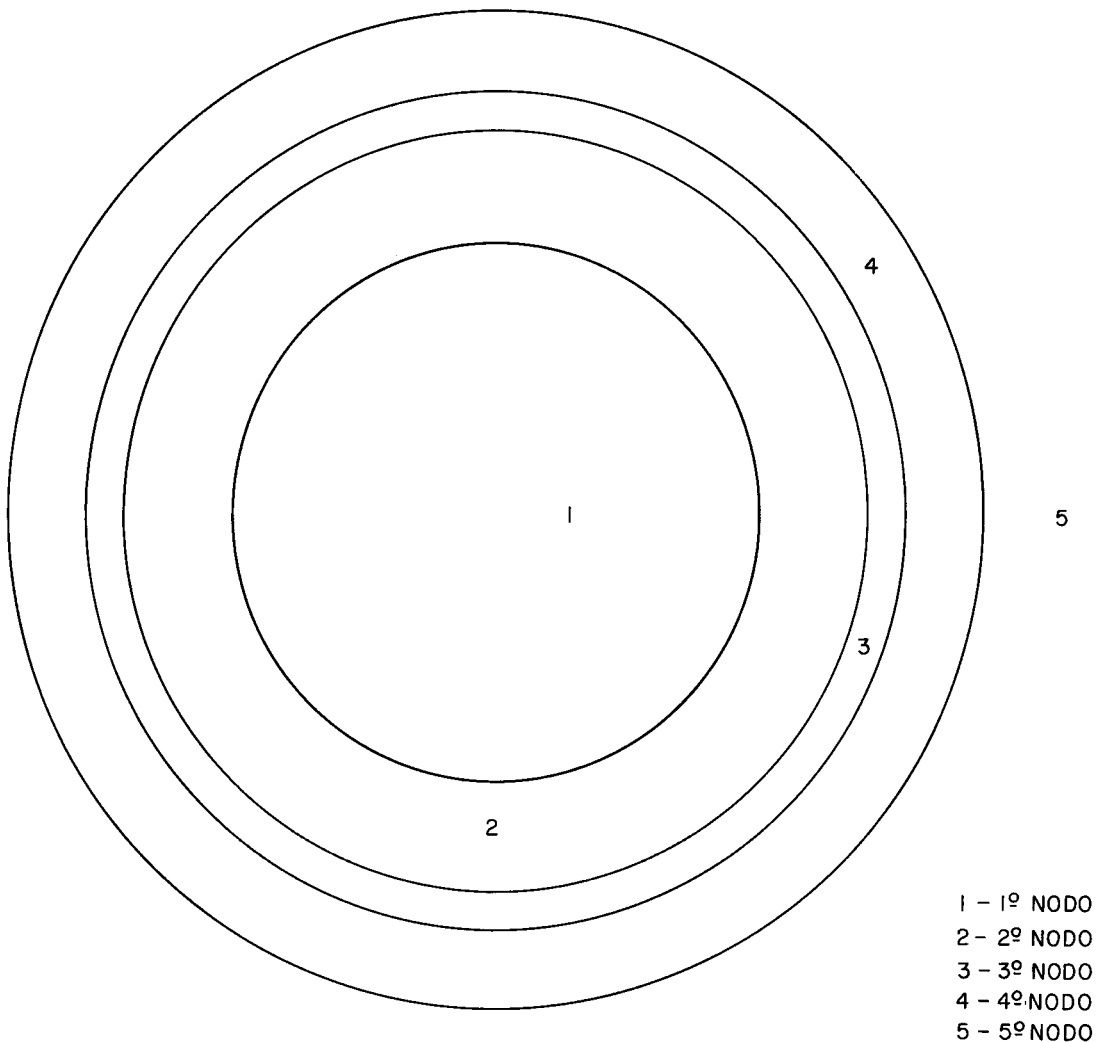


FIGURA II. 8

Este tipo de modelagem em nodos radiais é em essência o mesmo utilizado por Cooper e Cain ⁽³⁾ no entanto, algumas modificações foram introduzidas na idéia básica. Dentre as mais importantes duas podem ser citadas:

I) A utilização de cinco nodos radiais e não tres devido ao fato de não se dispor de dados que permitissem considerar em um único nodo materiais com características físicas diferentes.

II) Considerou-se que 100% da potência térmica fôsse gerada no combustível.

O processo de transferência de calor no núcleo pode ser descrito pelas seguintes equações:

$$M_{f1} c_{pf} \frac{dT_{f1}}{dt} = k_1 P_w (n^*, D_1^*, D_2^*) - U_1 A_1 (T_{f1} - T_{f2}) \quad (14)$$

$$M_{f2} c_{pf} \frac{dT_{f2}}{dt} = k_2 P_w (n^*, D_1^*, D_2^*) + U_1 A_1 (T_{f1} - T_{f2}) - U_2 A_2 (T_{f2} - T_{fo}) \quad (15)$$

$$M_{fo} c_{pHe} \frac{dT_{fo}}{dt} = U_2 A_2 (T_{f2} - T_{fo}) - U_3 A_3 (T_{fo} - T_R) \quad (16)$$

$$M_R c_{pR} \frac{dT_R}{dt} = U_3 A_3 (T_{fo} - T_R) - U_4 A_4 (T_R - T_w) \quad (17)$$

$$M_{we} c_{pw} \frac{dT_w}{dt} = U_4 A_4 (T_R - T_w) - W c_{pw} (T_{wo} - T_{IP}) \quad (18)$$

Os coeficientes de transferência de calor U_i $i=1, \dots, 4$, serão objeto de consideração no Capítulo III.

A temperatura da água ao sair do núcleo, é determinada pela expressão:

$$T_{wO}(t) = 2T_w(t - \tau_n/2) - T_{IP}(t - \tau_n) \quad (19)$$

onde τ_n é o atraso decorrente da propagação do fluido pelo núcleo, calculado pela seguinte relação:

$$\tau_n = \frac{V_c \rho(T(t))}{V_{ZT}} \quad (20)$$

A função $P_w(n^*, D_1^*, D_2^*)$ que fornece a potência térmica gerada na pastilha, é determinada pela equação (13) onde n^* , D_1^* , D_2^* são as variáveis normalizadas.

II.3 - Análise Teórica do Gerador de Vapor

II.3.1 - Simplificações Realizadas

O gerador de vapor pode ser visto como o elo que permite a continuidade do processo de transferência de calor entre o circuito primário e o circuito secundário de uma central nuclear.

Sua modelagem é bastante complexa uma vez que no problema diversos tipos de escoamento e processos de transferência de calor estão envolvidos (vide Arwood e Kerlin⁽⁶⁾ ou Costa Pinto⁽⁵⁾).

O modelo a ser desenvolvido aqui baseia-se no esquema da Fig. II.9 para a qual diversas hipóteses simplificadoras tiveram de ser feitas.

Estas hipóteses visaram não só adaptar o modelo a ser obtido a estrutura necessária para sua utilização no código Ma texp⁽¹⁾ como também contornar o grave problema da falta de dados uma vez que algumas informações úteis são consideradas propriedades das firmas construtoras.

O modelo considera três regiões distintas. A primeira corresponde ao lado primário no qual assume-se que haja escoamento de líquido comprimido sendo a transferência de calor por convecção forçada. A segunda corresponde a tubulação metálica de Inconel caracterizada por uma única temperatura visto ser esta liga um excelente condutor. A terceira e última, corresponde ao lado secundário do gerador de vapor no qual as seções pre-aquecedora e evaporadora foram substituídas por uma única equivalente, assumindo-se que o fluido secundário já seja alimentado a temperatura de saturação.

No secundário entretanto, ocorrem diferentes tipos de escoamento e processos de transferência de calor. Isto dificulta a utilização de um único tipo de relação para caracterizar ambos os processos nesta região.

Considerando-se dados fornecidos por Costa Pinto⁽⁵⁾, nota-se que o escoamento com borbulhamento associado ao regime de transferência de calor por ebulição nucleada são predominantes em razoável parte da seção evaporadora no secundário de um gerador de vapor.

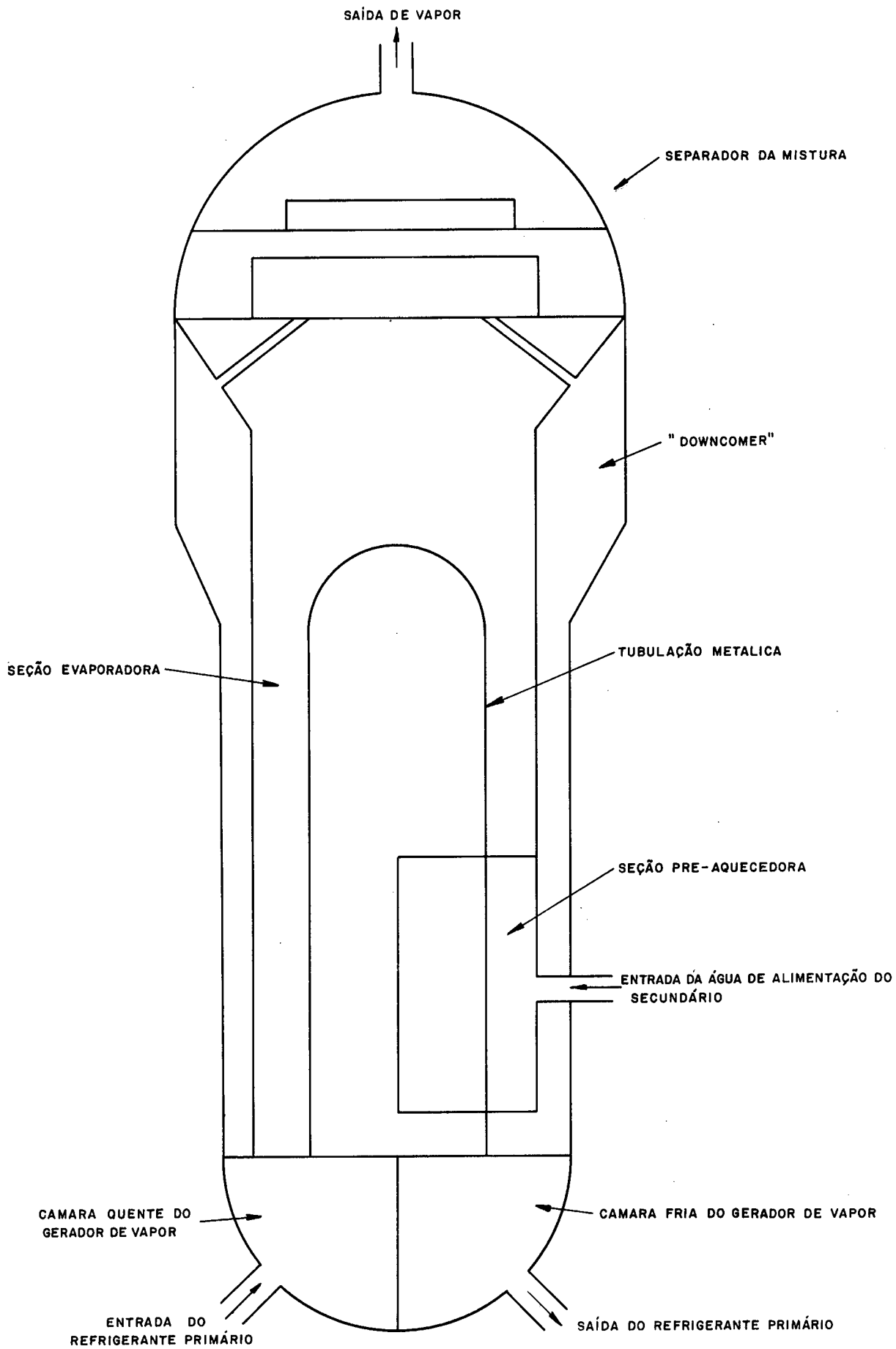


FIGURA II . 9

Tendo-se em vista os seguintes fatos:

- a inexistência de maiores informações;
- que aproximadamente 90% da potência é transferida para o secundário na secção evaporadora;
- a necessidade de uma relação para tentar descrever os processos envolvidos e que também fosse aplicável ao código utilizado;

optou-se inicialmente pela relação de Thom e outros:

$$q'' = 0.1971875 \exp(P_s/44.295) \left[T_m(t) - T_{\text{sat}}(P_s) \right]^2 \text{ W/cm}^2 \quad (21)$$

Esta opção naturalmente, superestima o processo de transferência de calor para o secundário, o que pode ser evidenciado procedendo-se ao cálculo da temperatura da tubulação metálica em estado estacionário e potência nominal. Nota-se que resultados diferentes são obtidos dependendo se a sua determinação é feita a partir do líquido comprimido no primário ou através do fluido no secundário.

Como no lado primário sô existe escoamento de líquido comprimido com transferência de calor por convecção forçada preferiu-se dar mais crédito ao valor encontrado a partir do líquido comprimido para T_m .

Para compensar o efeito superestimador devido ao emprego da relação de Thom na secção equivalente, calculou-se uma constante K que ajustasse esta relação a partir do valor de T_m merecedor de maior crédito (para maiores detalhes vide secção IV.3).

O valor encontrado para K foi:

$$K = 0.056764067$$

A relação de transferência de calor para a secção equivalente fica então:

$$q'' = U_{sm}(P_s) \left[T_m - T_{sat}(P_s) \right]^2 \quad \text{W/cm}^2 \quad (22)$$

onde

$$U_{sm}(P_s) = 1.1193164 \times 10^{-2} \exp(P_s/44.295) \quad (23)$$

II.3.2 - Equações para Modelagem

São as seguintes as equações que procuram modelar o gerador de vapor:

a) Para o primário

$$M_{fp} c_{pw} \frac{dT_{fp}}{dt} = V_Z c_{pw} (T_{IGV} - T_{OGV}) - h_{DB} A_T (T_{fp} - T_m) \quad (24)$$

$$M_m c_{pm} \frac{dT_m}{dt} = h_{DB} A_T (T_{fp} - T_m) - U_{sm}(P) A_T (T_m - T_{sat}(P_s))^2 \quad (25)$$

Nas equações acima h_{DB} é o coeficiente Dittus-Boelter de transferência de calor, função da velocidade do fluido na tubulação de sua temperatura e do diâmetro interno do tubo. A descrição desta função está no Apêndice B.

A temperatura de saturação do fluido secundário em função da pressão, $T_{sat}(P_s)$ também está descrita no Apêndice B.

O mesmo procedimento já usado para o cálculo da temperatura de saída do fluido primário no reator, foi novamente usado aqui para determinação da temperatura de saída do fluido primário do gerador de vapor.

$$T_{OGV}(t) = 2T_{fp}(t - \tau_{GV}/2) - T_{IGV}(t - \tau_{GV}) \quad (26)$$

onde τ_{GV} é o atraso decorrente da propagação do fluido pela tubulação do gerador de vapor, e calculado pela relação:

$$\tau_{GV} = \frac{\rho(T_{fp}(t)) \cdot S_{TGV} \cdot n_T \cdot L_{GV}}{V_Z} \quad (27)$$

$$(n_T = n\text{º de tubos})$$

b) Para o secundário

$$\frac{dM_w}{dt} = W_{AF} - W_{LS} \quad (28)$$

$$\frac{dM_s}{dt} = W_{LS} - W_s \quad (29)$$

$$\frac{dE_{ws}}{dt} = W_{AF} h_{sat}(P_s) - W_{LS} h_v(P_s) - x_J P_s \frac{dV_w}{dt} +$$

$$U_{sm}(P_s) (T_m - T_{sat}(P_s))^2 \quad (30)$$

Para determinar uma relação que permita relacionar a derivada da pressão no secundário com as demais variáveis, torna-se necessário utilizar as relações de (28) a (30) mais as seguintes relações auxiliares:

$$V_w = M_w v_w(P_s) \quad (31)$$

$$V_s = M_s v_s(P_s) \quad (32)$$

$$V_s + V_w = V_T \quad (33)$$

$$E_{ws} = M_w h_{sat}(P_s) - x_J P_s V_w \quad (34)$$

Nas equações anteriores as seguintes funções da pressão são:

- entalpia do líquido saturado - $h_{sat}(P)$
- entalpia do vapor saturado - $h_v(P)$
- volume específico de líquido saturado - $v_w(P)$
- volume específico de vapor saturado - $v_s(P)$

estão especificadas no Apêndice B.

Derivando (34) em relação ao tempo obtém-se:

$$\frac{dE_{ws}}{dt} = \frac{dM_w}{dt} h_{sat}(P_s) + M_w \frac{dh_{sat}}{dP_s}(P_s) \frac{dP_s}{dt} - x_J P_s \frac{dV_w}{dt} - x_J V_w \frac{dP_s}{dt} \quad (35)$$

Substituindo (28) em (35) e igualando o resultado assim obtido a (30):

$$\begin{aligned}
& (\bar{W}_{AF} - W_{LS}) h_{sat}(P_s) + M_w \frac{dh_{sat}}{dP_s}(P_s) \frac{dP_s}{dt} - x_J P_s \frac{dV_w}{dt} - x_J V_w \frac{dP_s}{dt} = \\
& = W_{AF} h_{sat}(P_s) - W_{LS} h_v(P_s) - x_J P_s \frac{dV_w}{dt} + U_{sm}(P_s) (T_m - T_{sat}(P_s))^2 \rightarrow \\
& \rightarrow \frac{dP_s}{dt} \left[M_w \frac{dh_{sat}}{dP_s}(P_s) - x_J V_w \right] = W_{LS} (h_{sat}(P_s) - h_v(P_s)) + \\
& + U_{sm}(P_s) (T_m - T_{sat}(P_s))^2
\end{aligned}$$

Utilizando (31) tem-se então

$$\frac{dP_s}{dt} = \frac{W_{LS} (h_{sat}(P_s) - h_v(P_s)) + U_{sm}(P_s) (T_m - T_{sat}(P_s))^2}{M_w \left[\frac{dh_{sat}}{dP_s}(P_s) - x_J v_w(P_s) \right]} \quad (36)$$

Resta agora determinar a vazão do líquido saturado passando a vapor, W_{LG} a fim de que todos os termos na equação anterior fiquem especificados.

Derivando (33), lembrando que o volume total é constante vem

$$\frac{dV_s}{dt} + \frac{dV_w}{dt} = 0 \quad (37)$$

Utilizando (31) e (32) em (37)

$$\frac{d}{dt} \left[M_W v_W (P_S) + M_S v_S (P_S) \right] = 0$$

ou seja

$$\frac{dM_W}{dt} v_W (P_S) + M_W \frac{dv_W (P_S)}{dP_S} \frac{dP_S}{dt} + \frac{dM_S}{dt} v_S (P_S) + M_S \frac{dv_S (P_S)}{dP_S} \frac{dP_S}{dt} = 0$$

Substituindo (28) e (29) na relação anterior

$$(W_{AF} - W_{LS}) v_W (P_S) + M_W \frac{dv_W (P_S)}{dP_S} \frac{dP_S}{dt} + (W_{LS} - W_S) v_S (P_S) + M_S \frac{dv_S (P_S)}{dP_S} \frac{dP_S}{dt} = 0$$

Manobrando algebricamente esta última equação tem-se

$$\frac{dP_S}{dt} = \frac{W_{LS} [v_W (P_S) - v_S (P_S)] + v_S (P_S) W_S - v_W (P_S) W_{AF}}{\left[M_W \frac{dv_W (P_S)}{dP_S} + M_S \frac{dv_S (P_S)}{dP_S} \right]} \quad (38)$$

Igualando-se (36) a (38) determina-se finalmente W_{LS} onde para simplificar a notação adotou-se a seguinte convenção

$$\frac{dh_{sat} (P_S)}{dP_S} = h_{sat}^* (P_S)$$

$$\frac{dh_V (P_S)}{dP_S} = h_V^* (P_S)$$

$$\frac{dv_W (P_S)}{dP_S} = v_W^* (P_S)$$

$$\frac{dv_s(P_s)}{dP_s} = v_s^*(P_s)$$

$$Q = U_{sm}(P_s) \left[T_m - T_{sat}(P_s) \right]^2$$

$$W_{LS} = \frac{Q \cdot \left[M_w v_w^*(P_s) + M_s v_s^*(P_s) \right] + \left[v_w(P_s) w_{AF} - v_s(P_s) w_s \right] \cdot M_w \cdot \left[h_{sat}^*(P_s) - x_J v(P_s) \right]}{M_w \left[v_w(P_s) - v_s(P_s) \right] \cdot \left[h_{sat}^*(P_s) - x_J v(P_s) \right] - \left[h_{sat}(P_s) - h_v(P_s) \right] \cdot \left[M_w v_w(P_s) - M_s v_s(P_s) \right]}$$

(39)

O secundário do gerador de vapor fica então descrito pelas equações de n.ºs: (28), (29), (39) e (36) nesta ordem.

II.4 - Análise Teórica do Pressurizador

II.4.1 - Simplificações Realizadas

O pressurizador é um importante componente da central nuclear não só pela própria função que desempenha como também pelas suas apreciáveis dimensões físicas.

Em um pressurizador, existem duas regiões distintas ou fases separadas por uma interface: a fase líquida e a gasosa (vide Fig. II.10).

A existência de duas fases separadas com características próprias, conduz a uma análise independente para cada uma. Com isto, equações de conservação de massa, energia e volume tornam-se necessárias sendo então combinadas para fornecer uma equação que relacione a derivada em relação ao tempo da pressão no circuito primário com as demais variáveis no modelo.

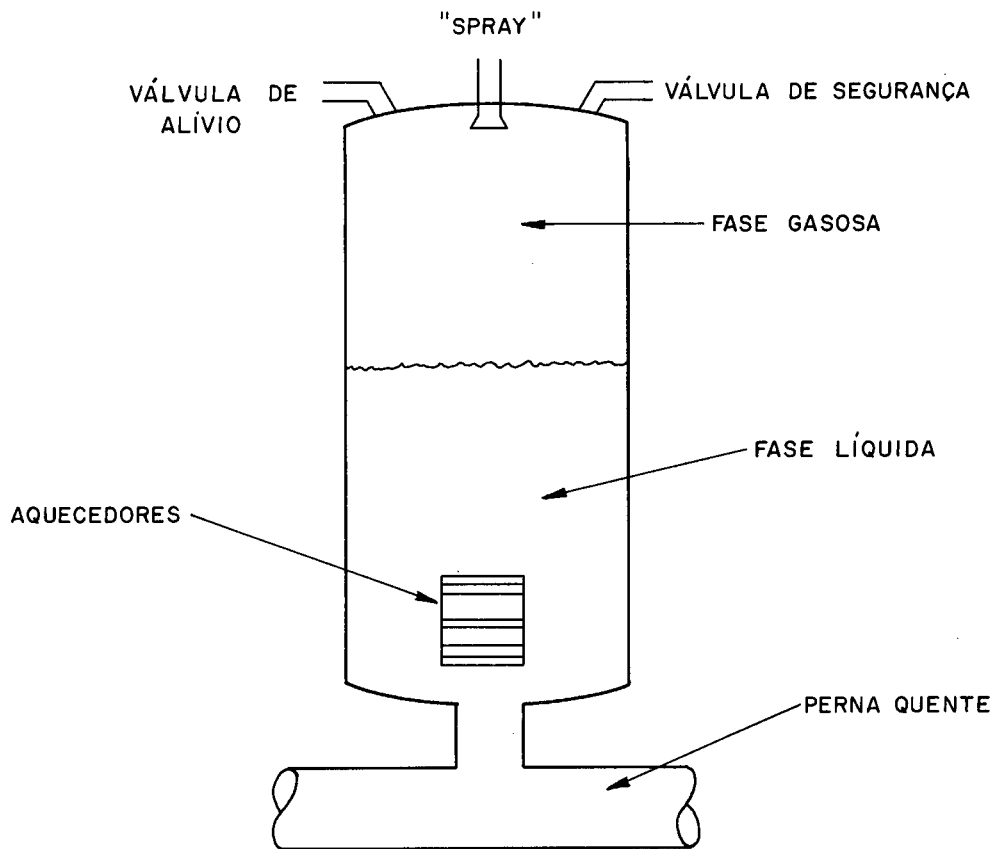


FIGURA II.10

As principais hipóteses assumidas para modelagem são:

- a) O pressurizador está a pressão uniforme e igual à do circuito primário.
- b) A transferência de calor entre a parte líquida ou a parte gasosa e as paredes do pressurizador é considerada desprezível dentro das condições de operação assumidas.
- c) Tanto a parte líquida como a parte gasosa encontram-se em condições de saturação.
- d) A vazão de entrada é suposta estar a temperatura de saturação, sendo que qualquer variação da referida vazão deve-se a imediatas variações na massa dos diversos volume de controle do circuito primário.

Das hipóteses apresentadas acima, a mais restritiva talvez seja a hipótese c.

No entanto, a consideração de outras situações físicas para ambas as fases* tornava-se incompatível com a utilização do código Matexp⁽¹⁾.

Devido a isto, optou-se pela situação apresentada uma vez que o mesmo procedimento também é seguido por outros autores como Kerlin, Katz e outros⁽²³⁾.

* (Vide R.C. Baron⁽⁷⁾)

Embora em um pressurizador também estejam presentes aquecedores, válvulas de alívio e espargidor ("spray") tais dispositivos não foram incluídos neste modelo por considerar-se que os mesmos têm características pertinentes a unidades de controle externo e portanto fora do escopo deste trabalho.

II.4.2 . Equações para Modelagem

$$\frac{dM_{wp}}{dt} = W_{wi} - W_{sp} \quad (40)$$

$$\frac{dM_{sp}}{dt} = W_{sp} \quad (41)$$

$$\frac{dE_{wp}}{dt} = W_{wi} h_{sat}(P) - W_{sp} h_v(P) - x_J P \frac{dV_{wp}}{dt} \quad (42)$$

Relação Auxiliares

$$E_{wp} = M_{wp} h_{sat}(P) - x_J P V_{wp} \quad (43)$$

$$V_{wp} + V_{sp} = V_{Tp} \quad (44)$$

$$V_{wp} = M_{wp} v_w(P) \quad (45)$$

$$V_{sp} = M_{sp} v_s(P) \quad (46)$$

Determinação da pressão.

Inicialmente, deriva-se (43) em relação ao tempo

$$\frac{dE_{wp}}{dt} = \frac{dM_{wp}}{dt} h_{sat}(P) + M_{wp} \frac{dh_{sat}(P)}{dP} \frac{dP}{dt} - x_J P \frac{dv_{wp}}{dt} - x_J V_{wp} \frac{dP}{dt}$$

Igualando-se o resultado acima a (42), usando (40) tem-se:

$$\begin{aligned} (W_{wi} - W_{sp}) h_{sat}(P) + M_{wp} \frac{dh_{sat}(P)}{dP} \frac{dP}{dt} - x_J P \frac{dv_{wp}}{dt} - x_J V_{wp} \frac{dP}{dt} = \\ = W_{wi} h_{sat}(P) - W_{sp} h_v(P) - x_J P \frac{dv_{wp}}{dt} \end{aligned}$$

Daí, usando (45) resulta que

$$\frac{dP}{dt} = \frac{\left[h_{sat}(P) - h_v(P) \right] W_{sp}}{M_{wp} \left[\frac{dh_{sat}(P)}{dP} - x_J v_w(P) \right]} \quad (47)$$

Resta ainda especificar W_{sp} , o que pode ser feito pelo seguinte procedimento.

Substitui-se (45) e (46) em (44), derivando esta última vem:

$$\frac{dM_{wp}}{dt} v_w(P) + \frac{dv_w(P)}{dP} M_{wp} + \frac{dM_{sp}}{dt} v_s(P) + \frac{dv_s(P)}{dP} M_{sp} = 0$$

Utilizando-se (40) e (41) no resultado anterior consegue-se obter:

$$\frac{dP}{dt} = \frac{(W_{sp} - W_{wi}) v_w(P) - W_{sp} v_s(P)}{\left[\frac{dv_w(P)}{dP} M_{wp} + \frac{dv_s(P)}{dP} M_{sp} \right]} \quad (48)$$

Finalmente igualando (48) e (47) e usando a mesma nota_{ção} empregada quando da obtenção da expressão (39) chega-se a:

$$W_{sp} = \frac{M_{wp} v_w(P) (h_{sat}^*(P) - x_J v_w(P)) \cdot W_{wi}}{M_{wp} [h_{sat}^*(P) - x_J v_w(P)] \cdot [v_w(P) - v_s(P)] - [h_{sat}^*(P) - h_v(P)] \cdot [v_w^*(P) M_{wp} + v_s^*(P) M_{sp}]} \quad (49)$$

A variação da vazão de entrada (ou saída) no pressurizador através da "surge-line" está unicamente condicionada as variações na temperatura do fluido primário nos diversos volumes de controle considerados. Estas variações de temperatura acarretam variações na massa de cada volume e conseqüentemente na massa total do circuito primário.

Pode-se aproximar W_{wi} pela expressão:

$$W_{wi} = - \sum_i \frac{\rho(T_i(t+\Delta t)) - \rho(T_i(t))}{\Delta t} V_i \quad (50)$$

A modelagem do pressurizador é então realizada pelas equações (40), (41), (50), (49) e (47) nesta ordem.

II.5 - Análise dos Atrasos Decorrentes da Propagação do Fluido Primário

Até o presente momento somente foram considerados atrasos de propagação para efeito de cálculo das temperaturas de saída do refrigerante primário no reator e no gerador de vapor.

No entanto, ao propagar-se pelos demais volumes de controle que descrevem o Sistema Nuclear de Geração de Vapor, diversos outros atrasos devem ser levados em conta.

O procedimento básico para considerar tais atrasos foi o desenvolvimento em série de Taylor até o termo de primeira ordem conforme descrito a seguir.

Seja $T_{in}(t)$ a temperatura de entrada de um fluido em um sistema A e $T_{out}(t)$ a temperatura de saída do mesmo fluido conforme esquema abaixo.

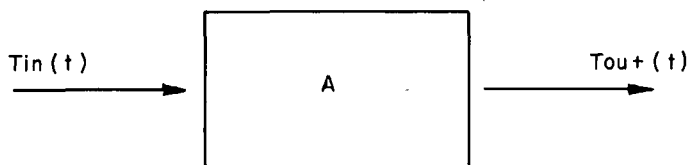


FIGURA II.11

Admitindo-se que τ unidades de tempo sejam decorridas desde o instante da entrada do fluido até sua saída, pode-se relacionar $T_{in}(t)$ e $T_{out}(t)$ pela equação

$$T_{in}(t) = T_{out}(t+\tau)$$

Desenvolvendo-se o 2º membro em série de Taylor até o termo de 1ª ordem tem-se:

$$T_{out}(t+\tau) = T_{out}(t) + \tau \frac{dT_{out}(t)}{dt} \quad (51)$$

portanto

$$T_{in}(t) = T_{out}(t) + \tau \frac{dT_{out}(t)}{dt}$$

ou seja

$$\frac{dT_{out}(t)}{dt} = \frac{1}{\tau} (T_{in}(t) - T_{out}(t)) \quad (52)$$

Os atrasos de tempo τ_i , podem ser determinados por:

$$\tau_i = \frac{L_i A_{ni} \rho(T_i(t))}{V_{zi}} \quad (53)$$

Neste trabalho, os atrasos na propagação serviram para modelar os seguintes volumes de controle:

a) Plenum superior do Reator

$$\frac{dT_{UP}(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_1} (T_{wo}(t) - T_{UP}(t)) \quad (54)$$

b) Perna Quente

$$\frac{dT_{HL}(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_2} (T_{UP}(t) - T_{HL}(t)) \quad (55)$$

c) Camara Quente do Gerador de Vapor

$$\frac{dT_{IGV}(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_3} (T_{HL}(t) - T_{IGV}(t)) \quad (56)$$

d) Camara Fria do Gerador de Vapor

$$\frac{dT_{OPGV}}{dt} = \frac{1}{\tau_4} (T_{OGV}(t) - T_{OPGV}(t)) \quad (57)$$

e) Perna Fria

$$\frac{dT_{CL}(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_5} (T_{OPGV}(t) - T_{CL}(T)) \quad (58)$$

f) Plenum Inferior do Reator

$$\frac{dT_{IP}(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_6} (T_{CL}(t) - T_{IP}(t)) \quad (59)$$

CAPÍTULO III

COEFICIENTES DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

III.1 - Considerações Gerais

Como os transitórios considerados neste trabalho são pertinentes a condições normais de operação, para efeito de cálculo dos coeficientes de transferência de calor considerou-se que os mesmos possam sempre ser determinados assumindo-se condições estacionárias para cada intervalo de tempo.

A estimativa do erro implícito a este tipo de procedimento será alvo de considerações mais adiante ainda neste capítulo.

III.2 - Determinação do Coeficiente de Transferência de Calor Médio entre o Revestimento e o Refrigerante

O procedimento utilizado para determinar o coeficiente de transferência de calor médio entre o revestimento e o refrigerante, baseou-se no emprego da média de diversos outros coeficientes, calculados igualmente espaçados no sentido do eixo axial do elemento combustível o qual foi dividido em 50 intervalos iguais (51 pontos).

A expressão geral para o coeficiente U_4 é:

$$U_4 = \frac{\sum_{i=1}^{51} h_{DB}(T_i, v_i, D_i)}{51} \text{ W/cm}^2\text{ }^\circ\text{C} \quad (60)$$

A fim de que seja possível determinar as diversas parcelas da média acima, torna-se necessário calcular a temperatura e a velocidade do refrigerante em cada um dos pontos considerados.

III.2.1 - Levantamento do Perfil de Temperatura do Refrigerante ao longo do Eixo Axial do Elemento Combustível

Assumiu-se que a forma axial da potência térmica gerada no núcleo fosse muito parecida com um cosseno cortado e que pudesse ser descrita por uma equação do tipo:

$$q'(z) = Q'_0 \cos \frac{\pi z}{\bar{H}} \quad (61)$$

Com a informação obtida na CNEN que $Q'_0 = 1.3 Q'_m$ tornou-se possível a determinação da altura extrapolada do núcleo (\bar{H}) através do seguinte equacionamento:

$$\int_{-H/2}^{+H/2} Q'_0 \cos \frac{\pi z'}{\bar{H}} dz' = \int_{-H/2}^{+H/2} Q_m dz \quad (62)$$

como $Q'_0 = 1.3 Q'_m$

$$\int_{-H/2}^{+H/2} 1.3 Q_m \cos \frac{\pi z'}{\bar{H}} dz' = \int_{-H/2}^{+H/2} Q_m dz$$

$$\frac{1.3}{\pi} \left[2 \operatorname{sen} \frac{\pi}{2} \frac{H}{\bar{H}} \right] = \frac{H}{\bar{H}}$$

Chamando $\frac{H}{\bar{H}} = x$, resta resolver a seguinte equação:

$$\text{sen } \frac{\pi}{2} x = \frac{\pi}{2.6} x \quad (63)$$

Cuja solução é $x = 0.777629$. Como $L = H = 365.76$ cm,
 $\bar{H} = 470.35$ cm.

Uma vez que no canal médio sô existe fase líquida a temperatura em um ponto z qualquer do eixo axial poderá ser de terminada pelas equações:

$$W c_{pw}(T) dT = q'(z) dz \quad (64)$$

$$W \int_{T_{IP}}^{T_i} c_{pw}(T) dT = \int_{-H/2}^z 1.3Q'_m \cos \frac{\pi z'}{\bar{H}} dz' \quad (65)$$

onde tem-se

$c_{pw}(T)$ - calor específico da água - vide Apêndice B

W - vazão em um canal médio calculada por:

$$W = \frac{V_{ZT}}{S_{TR}} \times \pi \frac{D_e^2}{4}$$

onde

$$D_e = D \left[\frac{4}{\pi} \left(\frac{\bar{P}}{D} \right)^2 - 1 \right]$$

\bar{P} - Distância entre centros de barras de combustível adjacentes

assumindo disposição quadrada para os elementos combustíveis com passo igual a 1.3 (RFAS).

Após seu desenvolvimento, a equação (65) adquire a forma:

$$c_{pl}(T_i) = \frac{1.3Q'_m}{W} \times \frac{\bar{H}}{\pi} \cdot \left[\text{sen} \frac{\pi z}{\bar{H}} + \text{sen} \frac{\pi}{2} \frac{H}{\bar{H}} \right] + c_{pl}(T_{IP}) \quad (66)$$

onde $c_{pl}(T)$ é a integral da função $c_{pw}(T)$.

A solução da equação (66) pode ser obtida iterativamente pelo Método de Newton para cada ponto z escolhido na direção axial.

Uma vez calculada a temperatura de cada ponto, a velocidade do fluido pode ser determinada através de:

$$v_i = \frac{V_{ZT}}{S_{TR} \rho(T_i)} \quad (67)$$

Com este procedimento levado a efeito para todos os pontos sob consideração na direção axial, pode-se calcular U_4 na relação (60) a cada instante de tempo considerado.

III.3 - Determinação da Distribuição de Temperaturas numa Secção Radial do Elemento Combustível

Após a determinação do coeficiente de transferência de calor médio entre o elemento combustível e o refrigerante, sabendo-se a temperatura média deste último e a potência térmica gerada, pode-se determinar a temperatura média da parede externa (T_c)

e a partir daí levantar o perfil de temperaturas em toda pastilha, para uma situação estacionária.

Através deste perfil, pode-se calcular as temperaturas médias dos nodos e como são conhecidas as áreas das fronteiras entre esses nodos e a potência térmica que as atravessa, os coeficientes de transferência de calor podem então ser determinados por relações do tipo:

$$U_i = \frac{Q_i}{A_i \Delta T_{n_i}} \quad i=1,2,3 \quad (68)$$

$$\Delta T_{n_i} = T_{n_i} - T_{n_{(i+1)}}$$

III.3.1 - Cálculo da Temperatura da Parede Externa do Revestimento

Sabendo-se que

$$q' = 2\pi (R_O + G + C_L) U_4 (T_C - T_W)$$

determina-se T_C por

$$T_C = \frac{q'}{2\pi U_4 (R_O + G + C_L)} + T_W \quad (69)$$

III.3.2 - Cálculo da Temperatura de Parede Interna do Revestimento

Assumindo-se que a transferência de calor seja por condução e que a condutividade do Zircalloy-2 seja constante tem-se

$$T_G = \frac{q'}{2\pi k_{cl}} \ln \left[\frac{R_O + G + C_L}{R_O + G} \right] + T_C \quad (70)$$

III.3.3 - Determinação da Temperatura da Superfície Externa da Pastilha

Admite-se que a transferência de calor através da folga seja predominantemente convectiva. Portanto pode-se escrever:

$$Q = h_G A_2 (T_S - T_G) \rightarrow q' = 2\pi h_G R_O (T_S - T_G) \quad (71)$$

A determinação do coeficiente h_G será feita pela relação

$$h_G = \frac{k_{He}}{\frac{G}{2} + 4.389 \times 10^{-4}} \quad \text{W/cm}^2\text{ }^\circ\text{C} \quad (72)$$

Obtida na referência (4). A condutividade do gás hélio a uma pressão de 50 atm foi conseguida através de um polinômio interpolador aos dados fornecidos na referência (9).

$$k_{He}(T) = 1.5964 \times 10^{-3} + 2.6923 \times 10^{-6} T \quad \text{W/cm} \quad (73)$$

(Descrita também no Apêndice B).

Assumindo que a temperatura do gás na folga possa ser aproximada por

$$T = \frac{T_S + T_G}{2} \quad (74)$$

pode-se substituir as equações (72), (73) e (74) em (71) obtendo para temperatura da parede externa da pastilha:

$$T_s = \frac{-a + \sqrt{a^2 + 2b \left[d + \frac{b}{2} \cdot T_G^2 + a \cdot T_G \right]}}{b} \quad (75)$$

onde

$$\left. \begin{array}{l} a = 1.5964 \\ b = 2.693 \times 10^{-6} \end{array} \right\} \begin{array}{l} \text{coeficientes do polinômio que} \\ \text{descreve } k_{\text{He}} \end{array}$$

$$d = \frac{q'}{2 R_o} \left[\frac{G}{2} + 4.389 \times 10^{-4} \right]$$

III.3.4 - Determinação das Temperaturas numa Secção Radial da Pastilha

Para os elementos combustíveis cilíndricos aqui considerados, cujos comprimentos são muito maiores que seus diâmetros, a transferência axial de calor pode ser desprezada e a equação da condução de calor em estado estacionário fica:

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left[k(T) \cdot r \frac{dT}{dr} \right] + q''' = 0 \quad (76)$$

$$k(T) \cdot r \frac{dT}{dr} \Big|_0^r = - q''' \frac{r^2}{2} \Big|_0^r$$

Como $\frac{dT}{dr} \Big|_{r=0} = 0$ a relação anterior fica

$$k(T) \frac{dT}{dr} = - q''' \frac{r}{2}$$

Integrando novamente:

$$\int_{T_s}^{T(r)} k(T) dT = - \int_{R_o}^r q''' \frac{r'}{2} dr' \quad (77)$$

Resultando por fim

$$\int_{T_s}^{T(r)} k(T) dT = \frac{q'}{4\pi} \left[1 - \left(\frac{r}{R_o} \right)^2 \right] \quad (78)$$

Para cálculos de distribuições de temperaturas no com
bustível (UO_2 ã 95% da densidade teórica em Angra I no início de
vida) a condutividade térmica usada pela Westinghouse é dada pe
la correlação:

$$k(T) = \frac{1}{11,8 + 0.0238T} + 8.775 \times 10^{-13} T^3 \quad \text{W/cm} \quad (79)$$

(Esta relação está repetida no Apêndice B).

Portanto para cada ponto distante r do centro da pas
tilha a equação (78) só pode ser resolvida por metodos númericos,
tendo-se optado pela seguinte solução: Substitui-se (79), simpli
ficada para forma abaixo, em (78)

$$k(T) = \frac{1}{a_1 + b_1 T} + cT^3$$

A equação resultante ficou

$$\frac{1}{b_1} \ln (a_1 + b_1 T) + \frac{c}{4} T^4 \Big|_{T_S}^{T(r)} = \frac{q'}{4\pi} \left[1 - \left(\frac{r}{R_0} \right)^2 \right]$$

$$\frac{1}{b_1} \ln [a_1 + b_1 T(r)] + \frac{c}{4} T^4(r) = \frac{q'}{4\pi} \left[1 - \left(\frac{r}{R_0} \right)^2 \right] +$$

$$\frac{1}{b_1} \ln (a_1 + b_1 T_S) + \frac{c}{4} T_S^4 \quad (80)$$

A expressão anterior foi resolvida iterativamente pelo Método de Newton, determinando-se assim o perfil de temperaturas na pastilha uma vez especificada a potência linear que estava sendo gerada no instante de tempo considerado.

Agora que todas as temperaturas numa secção transversal do elemento combustível já são conhecidas, pode-se determinar as temperaturas medias dos nodos de 1 a 4 da seguinte forma:

$$T_{n_1} = \frac{\sum_1^m T(r_i)}{m} \quad (81)$$

$$T_{n_2} = \frac{\sum_{m+1}^n T(r_i)}{(n-m)} \quad (82)$$

Obs: O índice m deve ser escolhido de tal forma que os dois nodos mais internos tenham o mesmo volume.

Neste trabalho optou-se por $n=50$, $m=35$

$$T_{n3} = \frac{T_s + T_G}{2} \quad (83)$$

$$T_{n4} = T_c + \frac{q'}{4\pi \cdot k_{cl}} \cdot \ln \left[\frac{R_o + G + C_L}{R_o + G} \right] \quad (84)$$

Utilizando-se agora a relação (68) tem-se para os coeficientes de transferência de calor as expressões:

$$U_1 = \frac{q'}{2\pi(R_o/\sqrt{2})(T_{n1} - T_{n2})} \quad (85)$$

$$U_2 = \frac{q'}{2\pi R_o (T_{n2} - T_{n3})} \quad (86)$$

$$U_3 = \frac{q'}{2\pi(R_o + G)(T_{n3} - T_{n4})} \quad (87)$$

Todo o procedimento previamente descrito para cálculo dos coeficientes é feito neste trabalho na subrotina PRINC.

III.4 - Considerações sobre a Utilização de Condições Estacionária para determinação dos Coeficientes de Transferência de Calor a cada Instante de Tempo

O objetivo desta seção é mostrar que o procedimento adotado em aproximar a cada instante de tempo os coeficientes de transferência de calor pelos valores que teriam caso as condições daquele instante fossem estacionárias, é razoável e também justificável para este tipo de trabalho dado a simplificação

assim obtida face ao erro cometido.

Isto será feito assumindo-se as situações mais desfavoráveis possíveis a esta aproximação empregando-se no entanto, algumas considerações simplificadoras que tornam possível o cálculo analítico e que permitem mostrar que o erro cometido tanto na determinação das temperaturas instantâneas na pastilha como no fluxo de calor utilizados no cálculo dos referidos coeficientes, é pequeno tendendo a desaparecer rapidamente com o tempo, permitindo portanto a simplificação utilizada.

Hipóteses Assumidas

Embora no cálculo dos perfis de temperatura na pastilha tenha-se levado em conta a variação da condutividade do UO_2 (vide relação (79)), tal procedimento impede a abordagem analítica pretendida aqui para o problema em questão.

Portanto assume-se que o valor médio da condutividade (calculado entre $10^{\circ}C$ e $2800^{\circ}C$) possa ser usado, nos cálculos que se seguem.

Assume-se também que em qualquer instante de tempo o processo de transferência de calor na superfície da pastilha seja ideal, visto ser esta situação fictícia a que acarreta maior demora para que as temperaturas e fluxos de calor dentro da pastilha atinjam seus valores estacionários constituindo-se assim, no caso mais desfavorável para a aproximação por estados estacionários que ora esta sob avaliação.

III.4.1 - Resolução da Equação do Calor nas Hipóteses Assumidas

$$k\nabla^2 T + q_1''' = \rho_F c_{pf} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (88)$$

Em coordenadas cilíndricas

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{q_1'''}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (89)$$

onde

$$\alpha = \frac{k}{\rho c_{pf}}$$

Admite-se que a solução da equação anterior possa ser escrita como

$$T(r,t) = T_1(r,t) + x(r) \quad (90)$$

Substituindo em (89) a expressão acima tem-se

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 x}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_1}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial x}{\partial r} + \frac{q_1'''}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T_1}{\partial t}$$

A equação acima pode ser considerada como resultante da soma das duas seguintes:

$$\frac{\partial^2 T_1}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_1}{\partial r} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T_1}{\partial t} \quad (91)$$

$$\frac{\partial x}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial x}{\partial r} + \frac{q_1'''}{k} = 0 \quad (92)$$

Solução de (92) :

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \frac{\partial x}{\partial r} \right] = - \frac{q_1'''}{k}$$

$$\frac{\partial}{\partial r} \left[r \frac{\partial x}{\partial r} \right] = - \frac{q_1'''}{k}$$

Como

$$\frac{\partial T}{\partial r} (0, t) = 0 \quad \rightarrow \quad \left. \frac{\partial x}{\partial r} \right|_{r=0} = 0$$

acha-se

$$x(r) = - \frac{q_1''' r^2}{4k} + c_3 \ln r + c_4$$

Pela continuidade da solução em $r=0$ conclui-se que $c_3=0$ resultando

$$x(r) = - \frac{q_1''' r^2}{4k} + c_4 \quad (93)$$

Solução de (91)

Aplicando o método de separação de variáveis assume-se que

$$T_1(r, t) = A(r) B(t) \quad , \quad A(r) \neq 0 \quad (94)$$

$$B(t) \neq \text{constante}$$

Substituindo-se em (91)

$$A''B + \frac{1}{r} AB = \frac{1}{\alpha} AB'$$

Dividindo por AB

$$\frac{A''}{A} + \frac{1}{r} \frac{A'}{A} = \frac{1}{\alpha} \frac{B'}{B}$$

Uma vez que cada membro na equação acima é função de apenas uma variável, conclui-se que ambos devem ser iguais a uma constante, diferente de zero (por (94)) e negativa para que B(t) não cresça indefinidamente com o tempo.

$$\frac{A''}{A} + \frac{1}{r} \frac{A'}{A} = \frac{1}{\alpha} \frac{B'}{B} = -\lambda^2 \quad (95)$$

Resolvendo o membro em r tem-se

$$r^2 A'' + r A' + \lambda^2 r^2 A = 0 \quad (96)$$

A equação de Bessel de ordem zero acima tem por solução:

$$A(r) = c_1 J_0(\lambda r) + c_2 Y_0(\lambda r)$$

Pela continuidade da solução em $r=0$, $c_2=0$ resultando

$$A(r) = c_1 J_0(\lambda r) \quad (97)$$

Para o membro em t obtém-se

$$\frac{1}{r} \frac{B'}{B} = -\lambda^2 \quad (98)$$

$$B(t) = D e^{-\alpha \lambda^2 t} \quad (99)$$

Portanto $T_1(r, t)$ será

$$T_1(r, t) = C J_0(\lambda r) e^{-\alpha \lambda^2 t} \quad (100)$$

e finalmente

$$T(r, t) = C J_0(\lambda r) e^{-\alpha \lambda^2 t} - \frac{q_1''' r}{4k} + c_4 \quad (101)$$

III.4.2 - Aplicação de Condições Iniciais e Condições de Contorno

Pela hipótese assumida, e aplicando-se a Lei de Fourier tem-se

$$q_1''' \pi R_0^2 L = -k 2\pi R_0 L \left. \frac{dT}{dr} \right|_{r=R_0} \quad (102)$$

$$\left. \frac{dT}{dr} \right|_{r=R_0} = - \frac{q_1''' R_0}{2k}$$

Pela relação (101) calcula-se

$$\left. \frac{dT}{dr} \right|_{r=R_0} = -C J_1(\lambda R_0) \lambda e^{-\alpha \lambda^2 t} - \frac{q_1''' R}{2k}$$

Igualando-se as duas relações anteriores conclui-se:

$$J_1(\lambda R_0) = 0 \quad (103)$$

Portanto λR_0 corresponde às diversas raízes do polinômio de Bessel de ordem 1: λ_{1n} ($n=1,2,\dots$). Determina-se λ através de:

$$\lambda R_0 = \lambda_{1n} \quad \rightarrow \quad \lambda = \frac{\lambda_{1n}}{R_0} \quad (104)$$

Como não mais existe um λ mas sim diversos deles a solução $T(r,t)$ assume a forma:

$$T(r,t) = \sum_1^n C_n J_0\left(\frac{\lambda_{1n}}{R_0} r\right) e^{-\alpha \frac{\lambda_{1n}^2 t}{R_0^2} - \frac{q_1'' r}{4k}} + c_4 \quad (105)$$

Considera-se também que

$$\lim_{t \rightarrow \infty} T(R_0, t) = T_{s1} \quad (106)$$

Logo aplicando este resultado a relação (105) tem-se

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \left\{ \sum_1^n C_n J_0\left(\frac{\lambda_{1n} R_0}{R_0}\right) e^{-\alpha \frac{\lambda_{1n}^2 t}{R_0^2} - \frac{q_1'' R_0^2}{4k}} + c_4 \right\} = T_{s1}$$

$$c_4 = T_{s1} + \frac{q_1'' R_0^2}{4k} \quad (107)$$

Resta apenas a determinação dos coeficientes C_n , o que pode ser feito assumindo-se a continuidade da solução $T(r,t)$.

Para tal, admite-se que em $t=0$ a situação seja estacionária com a seguinte distribuição de temperaturas:

$$T(r, 0^-) = \frac{q_0'''}{4k} \left[R_0^2 - r^2 \right] + T_{s_0}$$

Igualando então $T(r, 0^-)$ e $T(r, 0^+)$ tem-se

$$\sum_1^n C_n J_0\left(\frac{\lambda_{1n} r}{R_0}\right) + \frac{q_1'''}{4k} \left[R_0^2 - r^2 \right] + T_{s_1} = \frac{q_0'''}{4k} \left[R_0^2 - r^2 \right] + T_{s_0} \rightarrow$$

$$\rightarrow \sum_1^n C_n J_0\left(\frac{\lambda_{1n} r}{R_0}\right) = \frac{(q_0''' - q_1''')}{4k} \left[R_0^2 - r^2 \right] + T_{s_0} - T_{s_1}$$

Multiplicando-se ambos os membros por $r \cdot J_0\left(\frac{\lambda_{1n} r}{R_0}\right)$ e integrando se de 0 a R_0 acha-se

$$C_m \left[\frac{J_1(\lambda_{1m}) + J_0(\lambda_m)}{2} \right] = \int_0^{R_0} \frac{(q_0''' - q_1''')}{4k} R_0^2 r J_0\left(\frac{\lambda_{1m} r}{R_0}\right) dr -$$

$$- \int_0^{R_0} \frac{(q_0''' - q_1''')}{4k} r^3 J_0\left(\frac{\lambda_{1m} r}{R_0}\right) dr + \int_0^{R_0} (T_{s_0} - T_{s_1}) r J_0\left(\frac{\lambda_{1m} r}{R_0}\right) dr \quad (108)$$

Como m é um inteiro qualquer, seja $m=n$, $n \in \mathbb{Z}$

Resolvendo-se a equação anterior acha-se:

$$C_n = - \frac{(q_0''' - q_1''')}{4k} \cdot \frac{2}{J_0^2(\lambda_{1n})} \cdot \frac{R_0^4}{\lambda_{1n}^4} \left[2 \lambda_{1n}^2 J_2(\lambda_{1n}) - \lambda_{1n}^3 J_3(\lambda_{1n}) \right] \quad (109)$$

Obs: Para maiores detalhes quanto ao cálculo das integrais na equação (108) vide referência (17).

A solução completa para $T(r,t)$ é então:

$$T(r,t) = \sum_{l=1}^n C_n J_0\left(\frac{\lambda_l r}{R_0}\right) e^{-\alpha \frac{\lambda_l^2 t}{R_0^2}} + \frac{q_1'''}{4k} \left[R_0^2 - r^2 \right] + T_{s_1} \quad (110)$$

E para o fluxo de calor utilizando a Lei de Fourier en
contra-se

$$q(r,t) = -k \cdot 2\pi r L \left[- \sum_{l=1}^n C_n J_1\left(\frac{\lambda_l r}{R}\right) e^{-\frac{\lambda_l^2 t}{R_0^2}} - \frac{q_1''' r}{2k} \right] \quad (111)$$

Pelos resultados anteriores duas conclusões importan
tes já se tornam possíveis:

- a) O primeiro termo no somatório é preponderante sobre os demais quer em amplitude quer por tempo de decaimento (mais longo).
- b) Quanto menos violenta a variação na potência gerada menor se
rá o erro cometido na aproximação estacionária.

Calculou-se para uma variação tipo degrau de +10% da
potência nominal (em Angra I) a diferença máxima entre valor pre
visto para temperatura pela relação (110) e seu valor estacioná
rio, 0.25 segundos após o início do transitório.

No ponto de máxima diferença ($r=0$), acha-se:

$$\Delta T \cong - 3.5^{\circ}\text{C}$$

Utilizou-se também o mesmo transitório para determinar
o erro máximo no mesmo instante de tempo para o fluxo de calor

caso a aproximação estacionária fôsse usada. O máximo ocorre em $r=0.194$ cm, valendo

$$\varepsilon_q \approx 0.2\%$$

Uma vez que os transitórios são operacionais, e tendo-se em mente que as situações mais desfavoráveis foram consideradas para se obter os resultados anteriores, pode-se supor que para os objetivos pretendidos neste trabalho, a aproximação utilizando estados estacionários para cálculo de coeficientes de transferência de calor é aceitável face ao erro cometido e a simplificação obtida nos cálculos.

CAPÍTULO IV

CÁLCULO DE CONDIÇÕES INICIAIS

IV.1 - Determinação das Condições Iniciais para as Equações de Cinética Puntual

Utilizando-se as equações (1) a (3) normalizadas onde as derivadas são igualadas a zero para o cálculo das condições iniciais obtêm-se:

$$\left(\frac{n}{n_0}\right)_{t=0} = 1.0 \quad (\text{por hipótese}) \quad (112)$$

$$\left(\frac{C_j}{n_0}\right)_{t=0} = \frac{\beta_j}{\Lambda} \frac{1}{\lambda_{c_j}}, \quad j=1,2,3 \quad (113)$$

$$\left(\frac{D_i}{n_0}\right)_{t=0} = \frac{\gamma_i}{\lambda_{D_i}}, \quad i=1,2 \quad (114)$$

Para os três grupos de precursores de neutrons retardados achou-se

$$\left(\frac{C_1}{n_0}\right)_{t=0} = 36.66352$$

$$\left(\frac{C_2}{n_0}\right)_{t=0} = 1099.80265$$

$$\left(\frac{C_3}{n_0}\right)_{t=0} = 3634.2778$$

Para os dois grupos de produtos de fissão foram encontrados os resultados

$$\left(\frac{D_1}{n_0}\right)_{t=0} = 1.073695 \times 10^{-2}$$

$$\left(\frac{D_2}{n_0}\right)_{t=0} = 37.899351$$

A fim de que seja possível a utilização da relação (13) que fornece a potência térmica gerada em função da população de neutrons e produtos de fissão ambas normalizadas, torna-se necessário determinar a população de neutrons no instante inicial.

Utilizando a relação (12) em $t=0$ tem-se

$$P(0) = E \left[(1-\bar{\gamma}) n(0) + \sum_{i=1}^2 \gamma_i \lambda_{D_i} D_i(0) \right]$$

utilizando (114) vem

$$n(0) = \frac{P(0)}{E \left[(1-\bar{\gamma}) + \sum_{i=1}^2 \gamma_i \right]} \quad (115)$$

Com os dados de Angra I calcula-se

$$n(0) = 6.0053055 \times 10^{12} \text{ neutrons/elemento cm.seg}$$

IV.2 - Determinação das Condições Iniciais para as Equações Térmicas de Núcleo

As condições iniciais para os quatro nodos que correspondem ao elemento combustível, são determinados através da subrotina PRINC (listada no Apêndice D) que transformada em programa

independente, calcula as condições iniciais para os 3 nodos em questão uma vez fornecidas a densidade linear de potência no instante inicial (que é a nominal) e a temperatura média do refrigerante (5º nodo) no mesmo instante.

Os valores obtidos foram os seguintes:

$$T_{f_1} \Big|_{t=0} = 922.988^{\circ}\text{C}$$

$$T_{f_2} \Big|_{t=0} = 673.579^{\circ}\text{C}$$

$$T_{f_0} \Big|_{t=0} = 460.245^{\circ}\text{C}$$

$$T_R \Big|_{t=0} = 322.199^{\circ}\text{C}$$

IV.3 - Determinação da Temperatura Média do Refrigerante no Instante Inicial

Admitindo-se condições nominais para o instante inicial, pode-se escrever:

$$W_{pw} C_w (T_w(0) - T_{wo}(0) - T_{IP}(0)) = P_w (n_1^* D_1^*, D_2^*) L \quad (116)$$

Utilizando a relação (19) no instante inicial obtém-se

$$T_{wo}(0) = 2T_w(0) - T_{IP}(0)$$

que substituída em (116) fornece

$$W c_{pw} (T_w(0)) (T_w(0) - T_{IP}(0)) = \frac{P_w(n_1 D_1^*, D_2^*)}{2} L \quad (117)$$

Como $T_{IP}(0) = 287.389^{\circ}\text{C}$ (RFAS) e utilizando-se as seguintes relações:

$$W = \frac{V Z T}{S_{TR}} S_1$$

$$S_1 = \frac{D_e^2}{4} \pi$$

$$D_e = 2 \left[R_o + G + CL \right] \cdot \left[\frac{4}{\pi} \left(\frac{\bar{P}}{D} \right)^2 - 1 \right]$$

$c_{pw}(T) = 8269.364 - 43.04T + 0.11422T^2$ → calor específico da água (também no Apêndice B).

Acha-se a temperatura média do refrigerante no instante inicial resolvendo a equação resultante de (117):

$$0.11422T_w^3 - 75.8655T_w^2 + 20638.5817T_w - 2476964.072 = 0$$

que fornece

$$T_w(0) = 304.819^{\circ}\text{C}$$

IV.4 - Determinação das Condições Iniciais para o Gerador de Vapor

Para o gerador de vapor no instante inicial pode-se escrever:

$$T_{IGV}(0) = T_{wo}(0) = 322.248^{\circ}\text{C}$$

$$T_{OGV}(0) = 2T_{fp}(0) - T_{IGV}(0) = 287.389^{\circ}\text{C}$$

$$T_{fp}(0) = 304.819^{\circ}\text{C}$$

Igualando-se a zero a derivada na equação (24) obtém-se

$$V_Z c_{pw}(T_{fp}(0)) \left[T_{IGV}(0) - T_{OGV}(0) \right] = h_{DB} \cdot A_T \left[T_{fp}(0) - T_m(0) \right] \quad (118)$$

A função h_{DB} está descrita no Apêndice B.

Substituindo valores na relação (118) acha-se a temperatura média da tubulação metálica no instante inicial como sendo:

$$T_m(0) = 299.524^{\circ}\text{C}$$

O cálculo da temperatura média da tubulação metálica também poderia ser feito pela equação:

$$M_m c_{pm} \frac{dT_m}{dt} = h_{DB} A_T (T_{fp} - T_m) - A_T \times 0.1971875 \exp(P_s/44.295) \times (T_m - T_{sat}(P))^2 \quad (119)$$

igualando-se a derivada a zero conforme já citado no Capítulo II caso a correlação de Thom utilizada na equação (119) não superestimasse o processo total equivalente de transferência de calor.

Isto fez com que fosse necessário a determinação do fator de ajuste K cujo cálculo pode ser feito seguindo o mesmo procedimento já descrito (fazer nula a derivada), porém utilizando-se o valor de $T_m(0)$ já previamente calculado e incluindo-se a constante de ajuste ficando

$$h_{DB}(T_{fp}(0) - T_m(0)) = K \cdot 0.1971875 \exp(P_s(0)/44.295) \times \left[T_m(0) - T_{sat}(P_s(0)) \right]^2 \quad (120)$$

Portanto

$$K = 0.056764067$$

Resta agora calcular a vazão de alimentação do líquido suposto a entalpia de saturação para qualquer processo.

Como assumiu-se que as condições nominais fossem estacionárias no instante inicial, tem-se da equação (36):

$$W_{LS} \left[h_{sat}(P_s|_{t=0}) - h_v(P_s|_{t=0}) \right] + U_{sm}(P_s|_{t=0}) \left[T_m(0) - T_{sat}(P_s|_{t=0}) \right]^2 = 0 \quad (121)$$

da equação (28)

$$W_{AF} = W_{LS} \quad (122)$$

Substituindo (122) em (121) e utilizando as funções $h_{\text{sat}}(P_s)$, $h_v(P_s)$ e $T_{\text{sat}}(P_s)$ descritas no Apêndice B para a pressão secundária nominal de 64.685 kgf/cm² obtida no RFAS (referência 4) calcula-se:

$$W_{\text{AF}} = 557.5279 \text{ kg/seg}$$

As demais variáveis do gerador de vapor não podem ser calculadas através das equações disponíveis e tiveram seus valores iniciais obtidos na Comissão Nacional de Energia Nuclear (CNEN). São elas:

- Massa líquida no secundário do gerador de vapor

$$M_w(0) = 42812.67 \text{ kg}$$

- Massa de vapor no secundário do gerador de vapor

$$M_s(0) = 1494.97 \text{ kg}$$

- Pressão no secundário

$$P_s(0) = 64.685 \text{ kgf/cm}^2$$

IV.5 - Condições Iniciais para o Pressurizador

As equações disponíveis também não são capazes de fornecer as condições iniciais para o pressurizador.

Os valores no instante inicial das variáveis que procuram descrever o comportamento deste componente, foram obtidos na

Comissão Nacional de Energia Nuclear (CNEN) valendo:

- Massa líquida no pressurizador

$$M_{wp}(0) = 10126.76 \text{ kg}$$

- Massa de vapor no pressurizador

$$M_{sp}(0) = 1144.34 \text{ kg}$$

- Pressão

$$P(0) = 158.20 \text{ kgf/cm}^2$$

IV.6 - Condições Iniciais para as Variáveis que modelam atrasos de Propagação

Uma vez que até o instante inicial as condições são estacionárias os atrasos de tempo presentes as diversas variáveis que modelam tal efeito passam a inexistir.

Com isso as condições iniciais para as seguintes variáveis são:

a) $T_{UP}(0) = 322.248^{\circ}\text{C}$

b) $T_{HL}(0) = 322.248^{\circ}\text{C}$

c) $T_{IGV}(0) = 322.248^{\circ}\text{C}$

d) $T_{OPGV}(0) = 287.389^{\circ}\text{C}$

e) $T_{CL}(0) = 287.389^{\circ}\text{C}$

$$f) T_{IP}(0) = 287.389^{\circ}\text{C}$$

$$g) T_{IPL}(0) = 287.389^{\circ}\text{C}$$

$$h) T_{wL}(0) = 304.819^{\circ}\text{C}$$

$$i) T_{fpL}(0) = 304.819^{\circ}\text{C}$$

$$j) T_{IGVL}(0) = 322.248^{\circ}\text{C}$$

Observação:

$$T_{IPL}(t) = T_{IP}(t - \tau_n)$$

$$T_{wL}(t) = T_w(t - \tau_n/2)$$

$$T_{fpL}(t) = T_{fp}(t - \tau_{GV}/2)$$

$$T_{IGVL}(t) = T_{IGVL}(t - \tau_{GV})$$

CAPÍTULO V

RESULTADOS E CONCLUSÕES

V.1 - Resultados Obtidos

Para testar o módulo resultante quatro casos foram experimentados. Em dois deles a reatividade externa aplicada foi variada mantendo-se a demanda de vapor constante. Nos outros dois, apenas a demanda de vapor foi alterada mantendo-se nula a reatividade externa aplicada.

As seguintes funções descrevem os quatro casos sob consideração (Figs. V.1 a V.4):

1º caso

$$\rho_{\text{ext}}^*(t) = \begin{cases} 0 & t \leq 60 \text{ seg} \\ 5 \times 10^{-5} (t-60) & 60 < t \leq 70 \text{ seg} \\ 50 \times 10^{-5} & t > 70 \text{ seg} \end{cases}$$

2º caso

$$\rho_{\text{ext}}^* = \begin{cases} 0 & t \leq 60 \text{ seg} \\ 50 \times 10^{-5} & t > 60 \text{ seg} \end{cases}$$

3º caso

$$W_s(t) = \begin{cases} 557.5279 \text{ kg/seg} & t \leq 60 \text{ seg} \\ 613.2807 \text{ kg/seg} & 60 < t < 150 \text{ seg} \\ 557.5279 \text{ kg/seg} & t \geq 150 \text{ seg} \end{cases}$$

4º caso

$$W_s(t) = \begin{cases} 557.5279 \text{ kg/seg} & t \leq 60 \text{ seg} \\ 501.7751 \text{ kg/seg} & 60 < t < 150 \text{ seg} \\ 557.5279 \text{ kg/seg} & t \geq 150 \text{ seg} \end{cases}$$

Das 29 variáveis que compõem o sistema, as 12 consideradas mais significativas foram representadas graficamente a seguir, nas figuras V.1 a V.52.

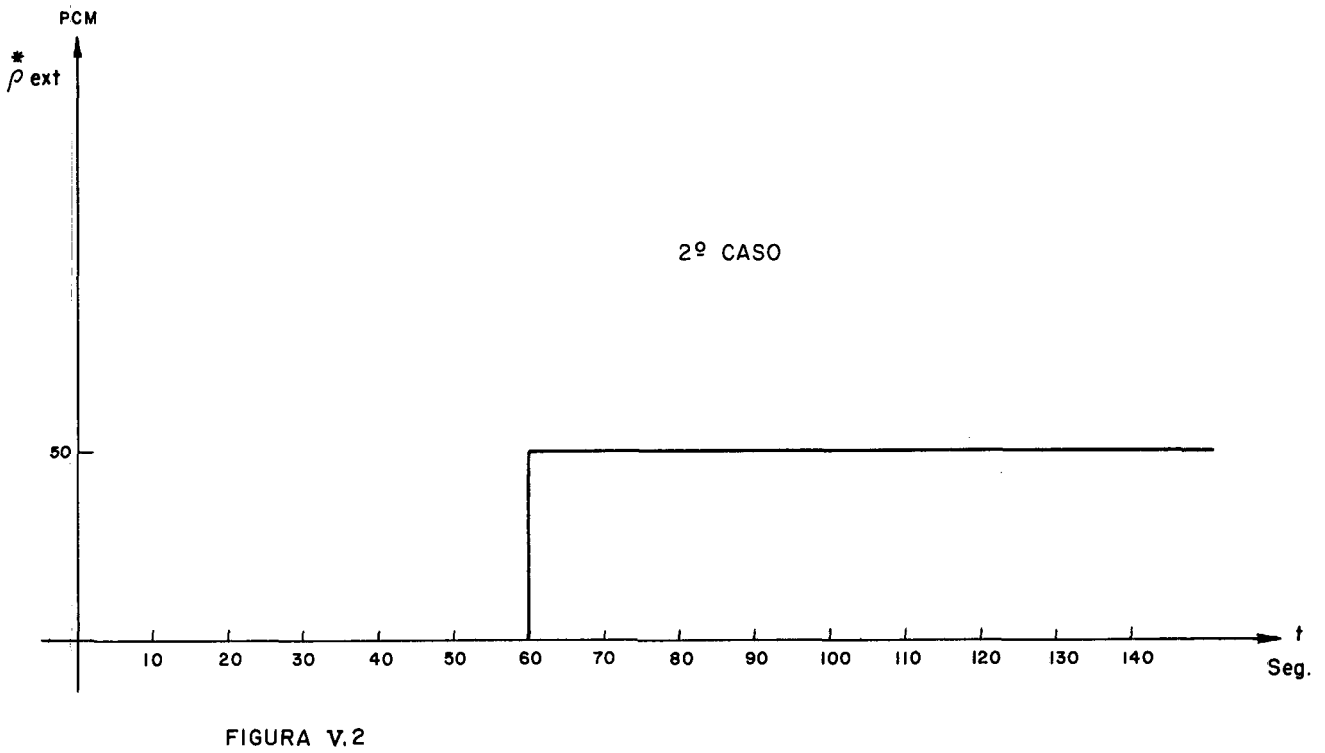
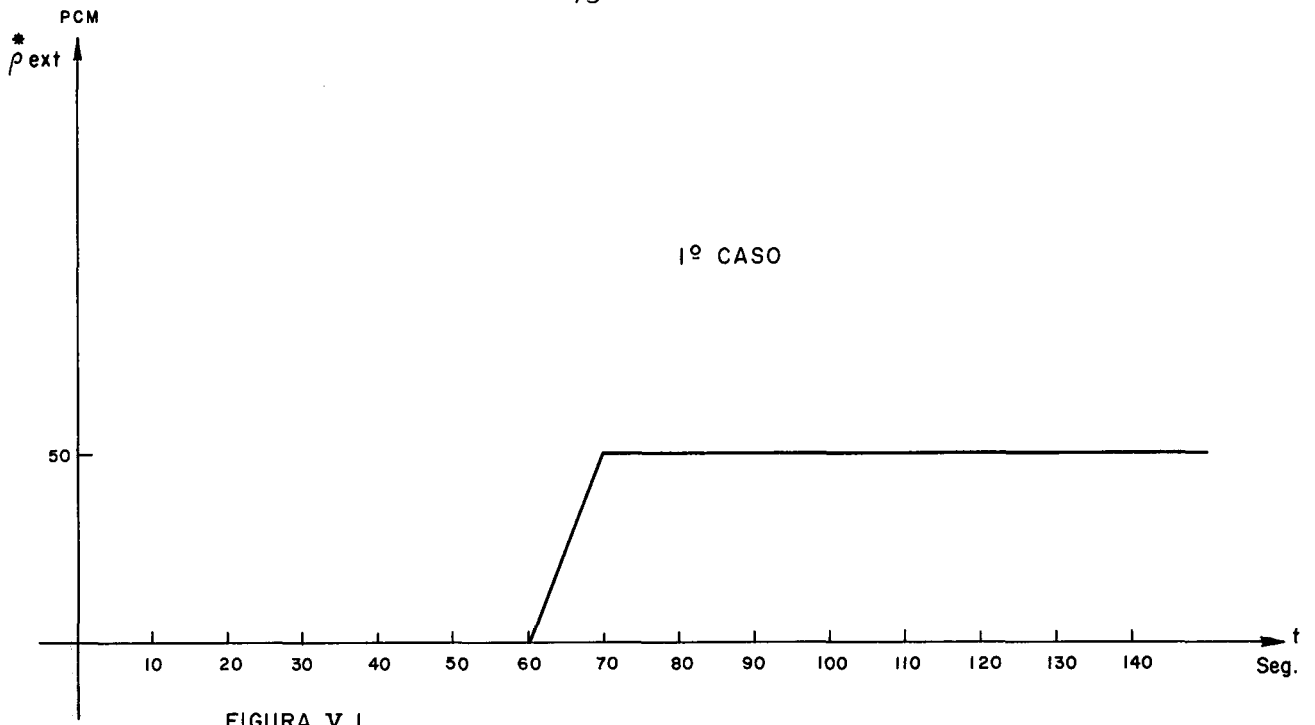
V.2 - Conclusões

O modelo proposto mostrou-se operacional na simulação de todos os transitórios testados conforme pode ser evidenciado através dos resultados obtidos (figuras V.1 a V.52).

Algumas ressalvas entretanto são feitas a seguir não só quanto ao seu desempenho final como também a modelagem utilizada.

Inicialmente convém observar que a introdução de perturbações 60 segundos após o início das simulações, visava garantir uma situação estacionária no sistema, uma vez que devido a acomodação numérica dos instantes iniciais oscilações de caráter passageiro tenham se evidenciado. Estas, no entanto, tiveram uma duração máxima de 20 segundos e não se desviaram mais do que 3% do valor estacionário previamente calculado.

A comparação dos resultados aqui obtidos com códigos mais complexos (por exemplo RETRAN) sujeitos a uma ausência similar de controles, é recomendável não só em condições próximas a potência nominal como também para perturbações similares em potências abai



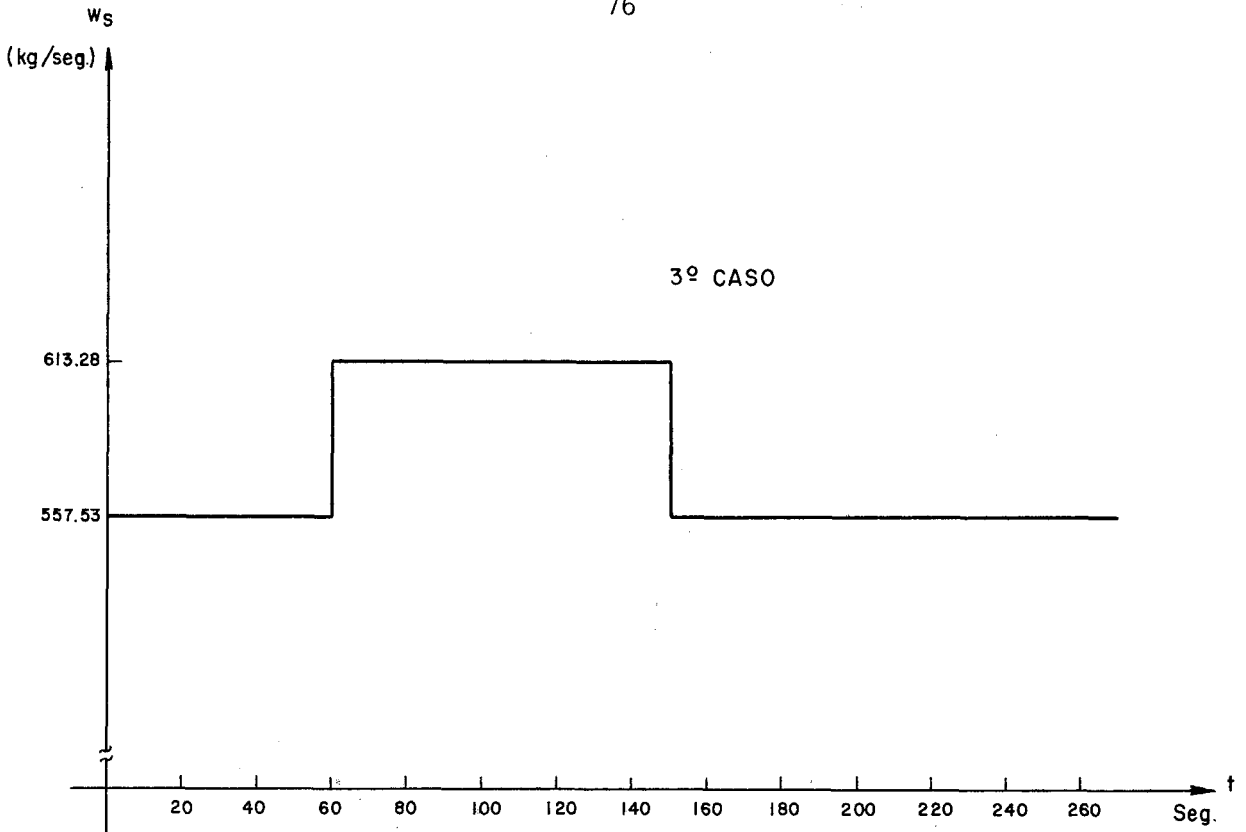


FIGURA V.3

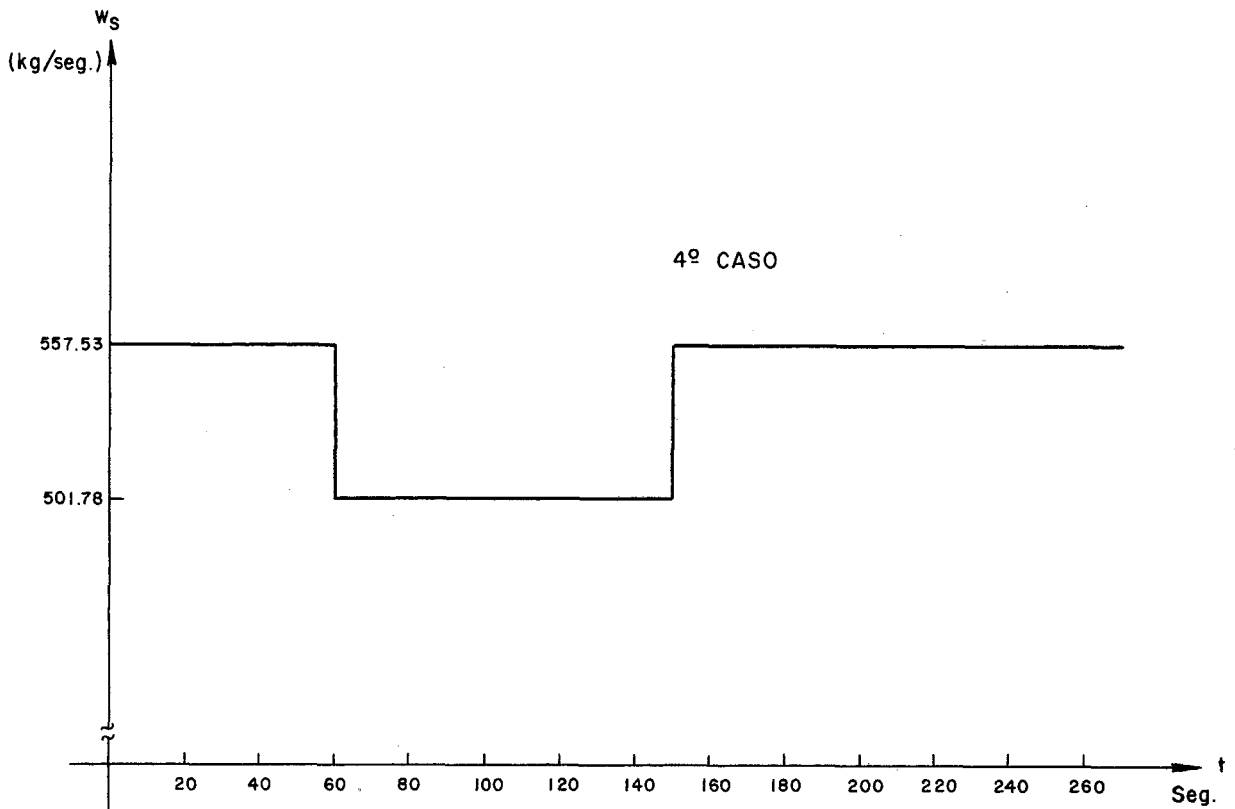


FIGURA V.4

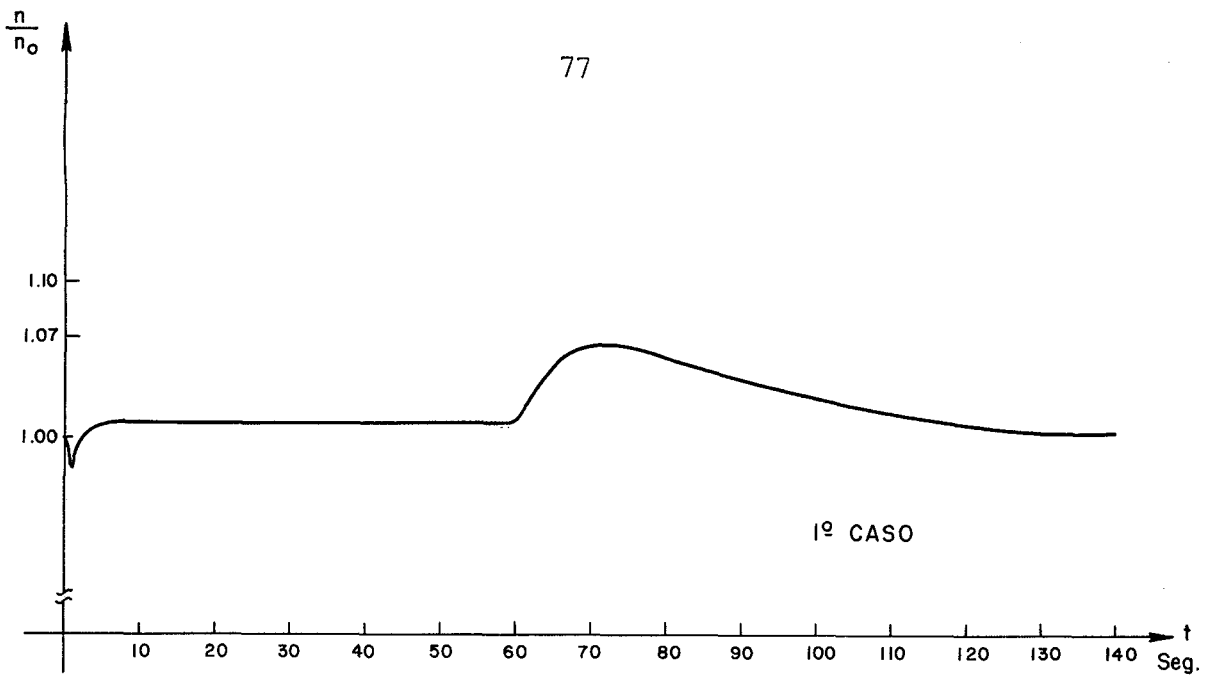


FIGURA V.5

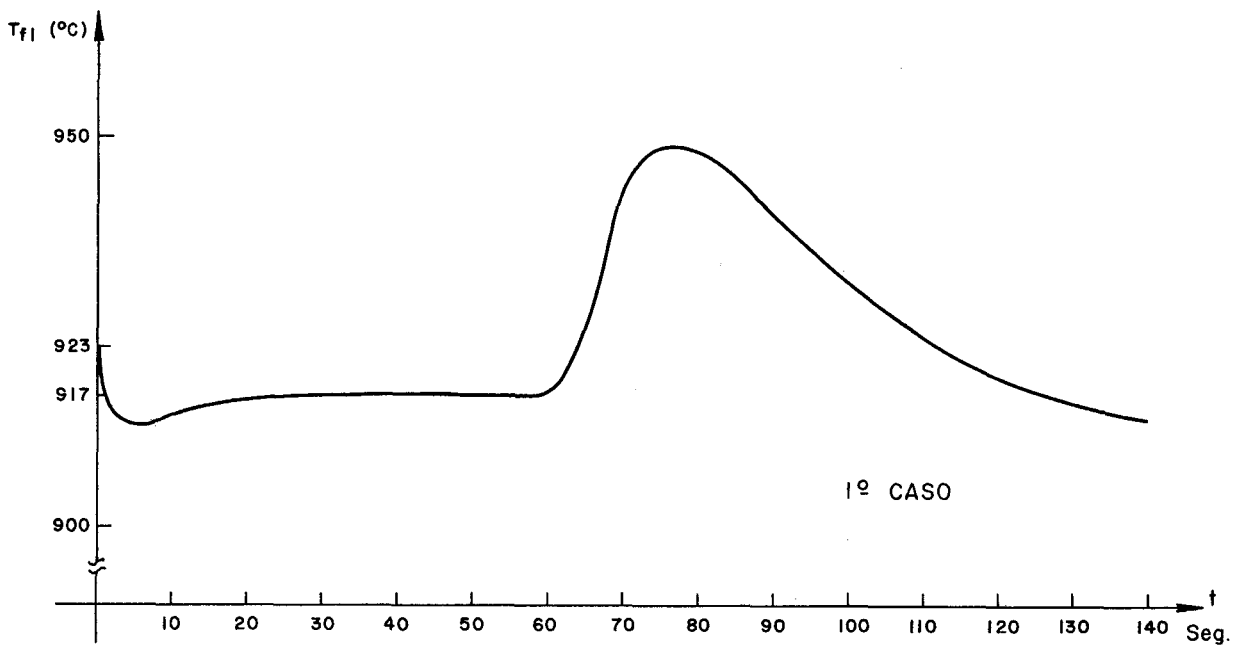


FIGURA V.6

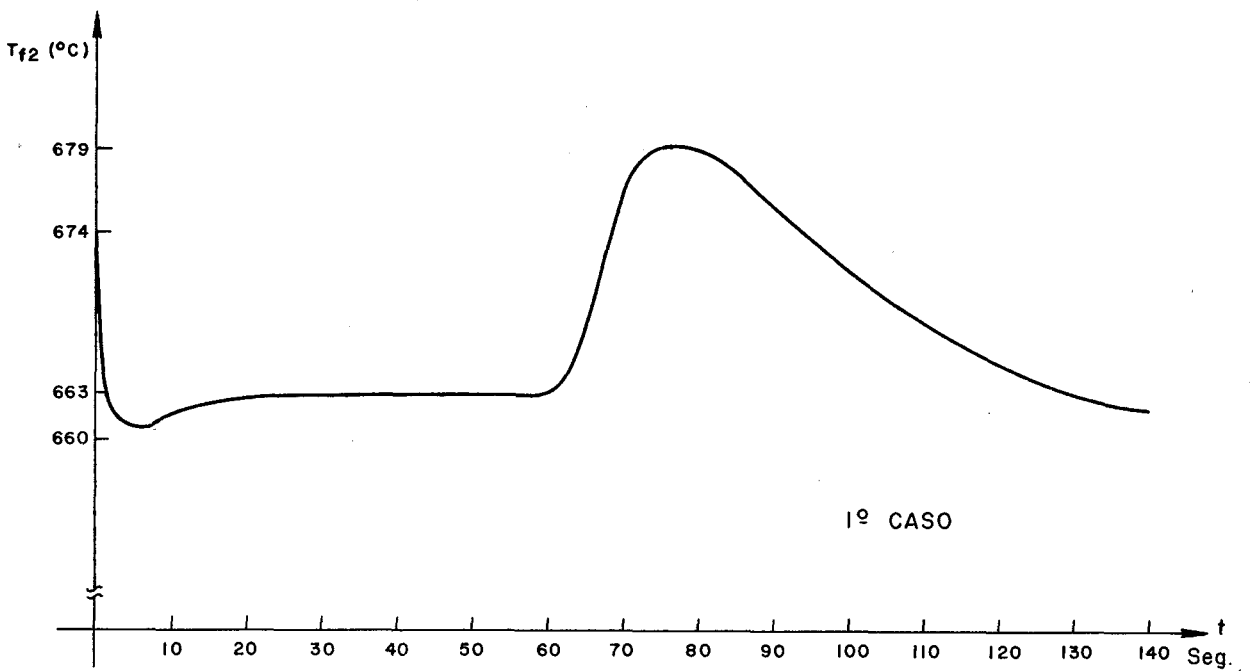


FIGURA V.7

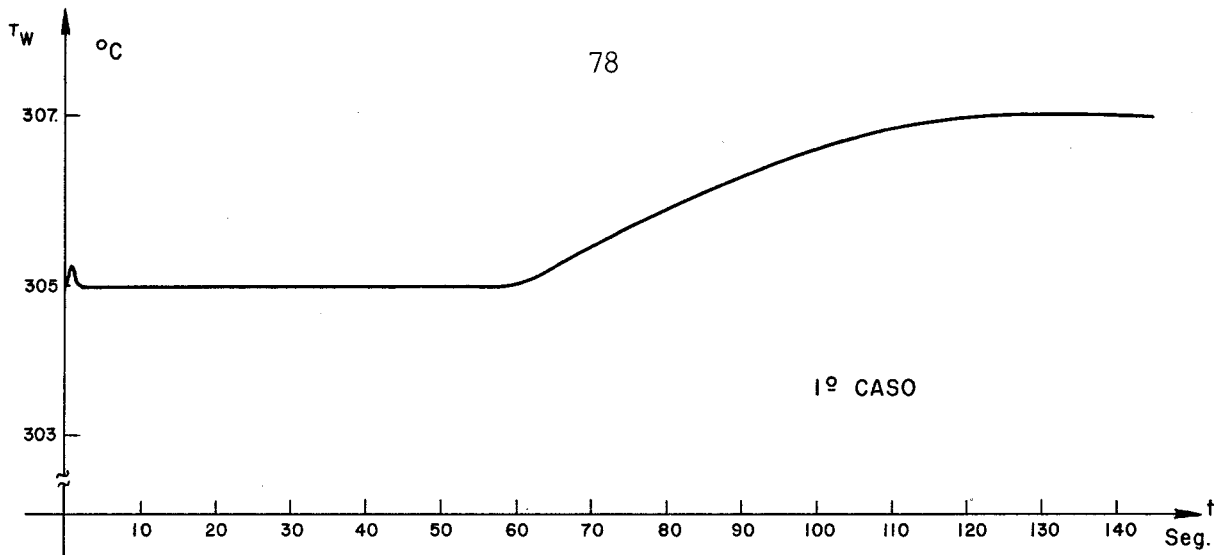


FIGURA V.8

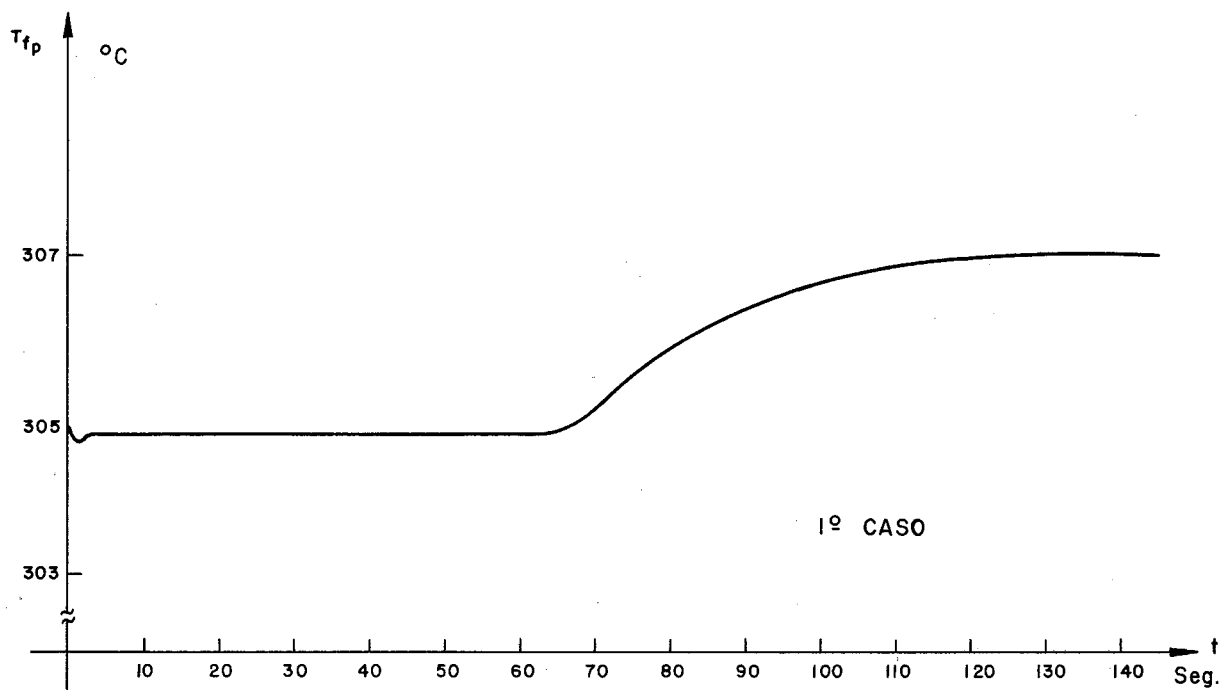


FIGURA V.9

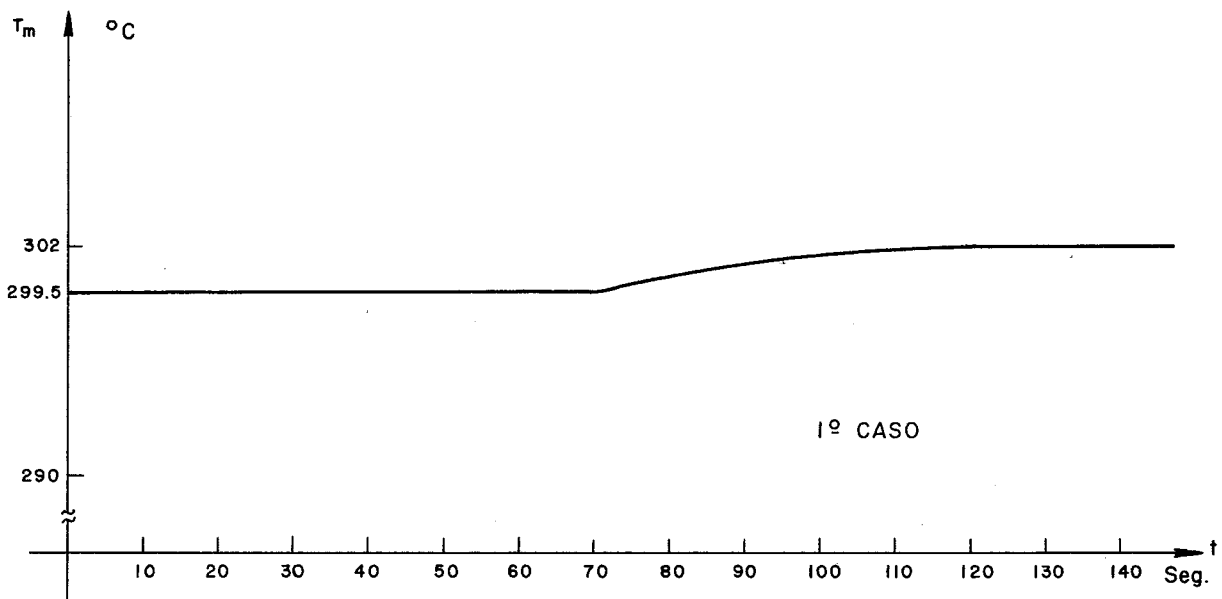


FIGURA V.10

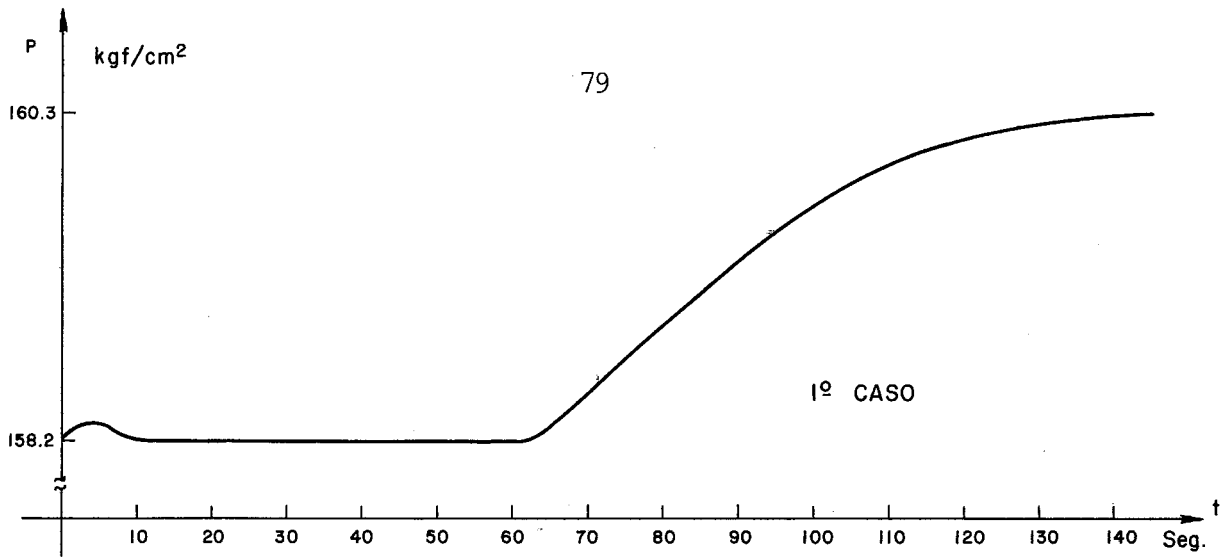


FIGURA V.11

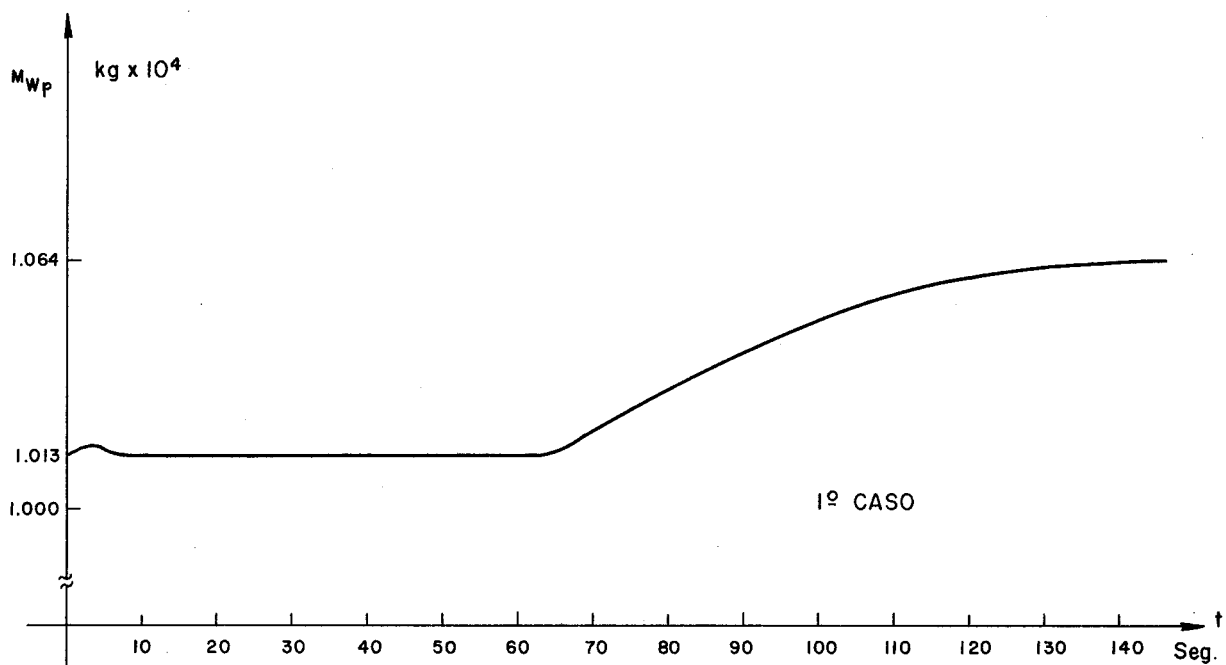


FIGURA V.12

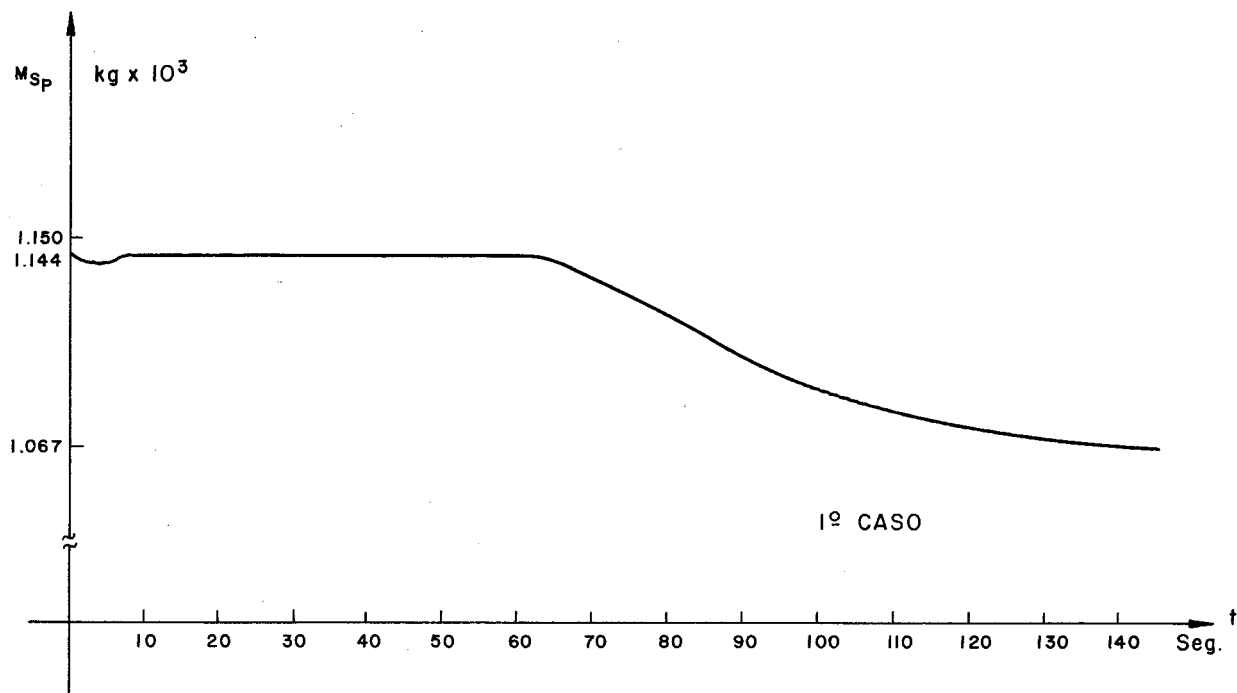


FIGURA V.13

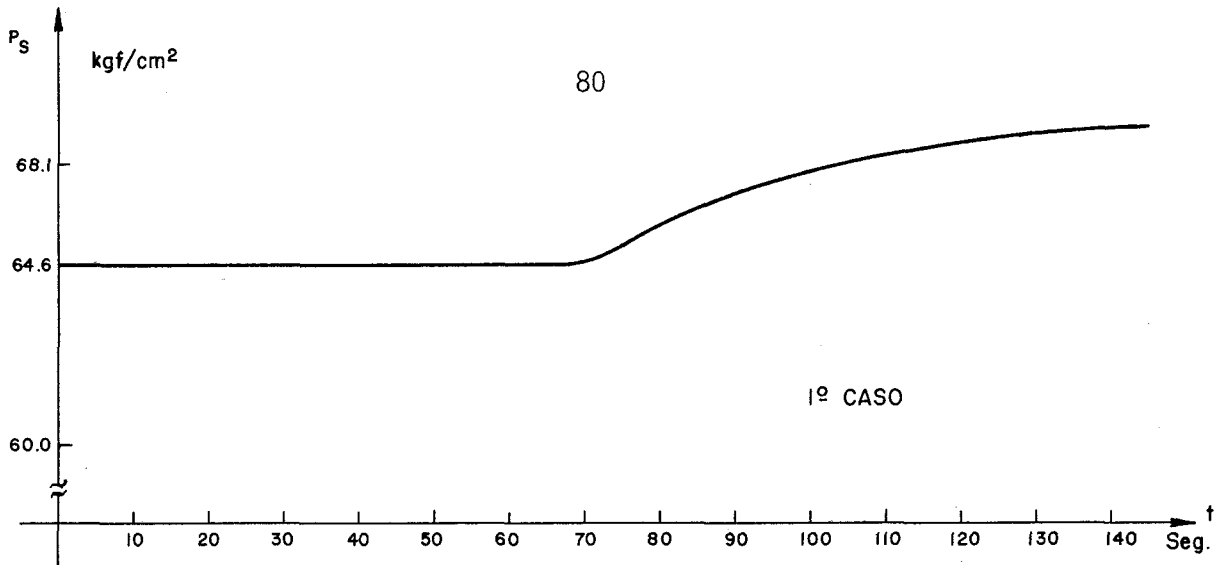


FIGURA V.14

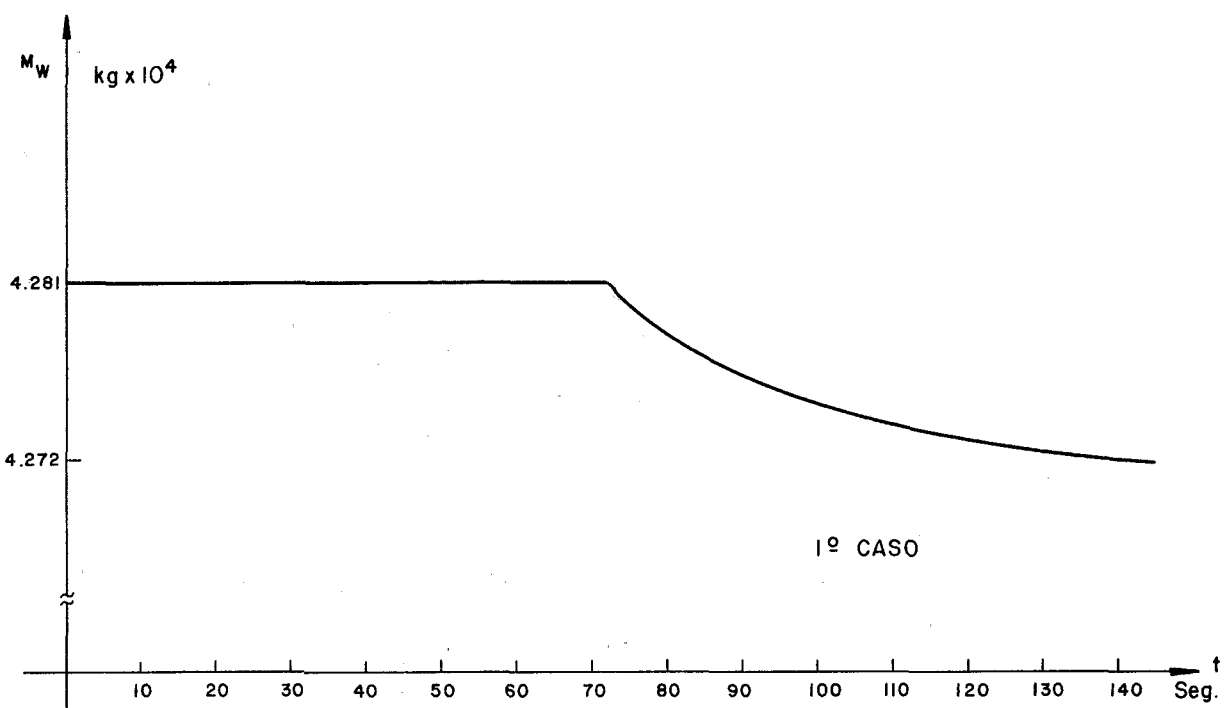


FIGURA V.15

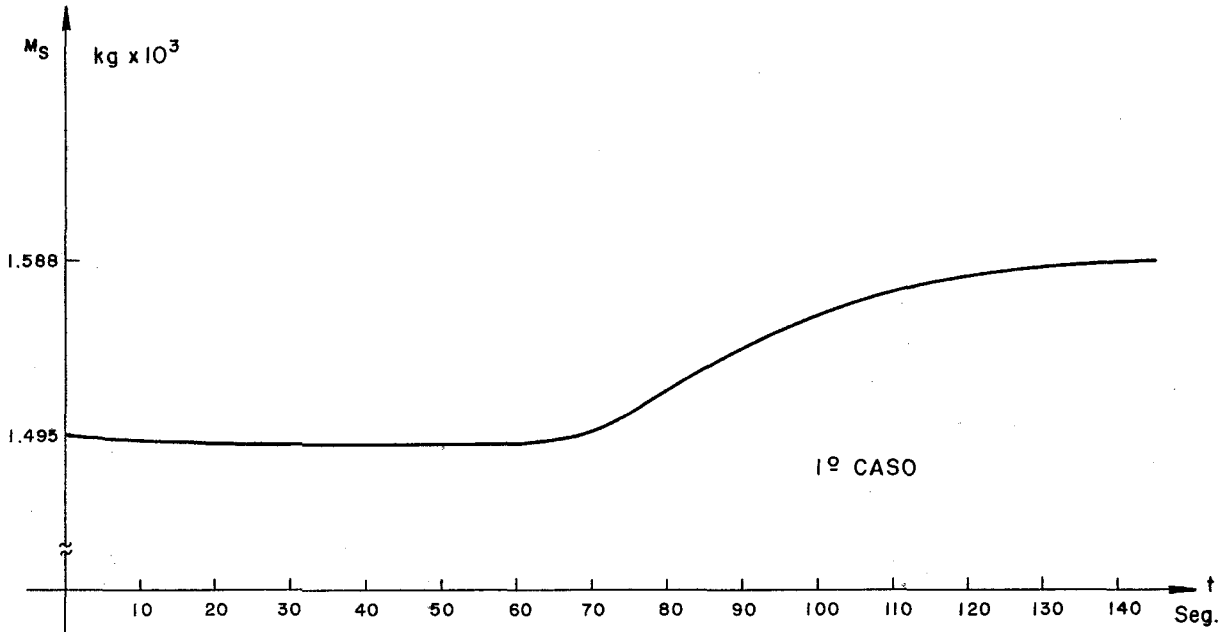


FIGURA V.16

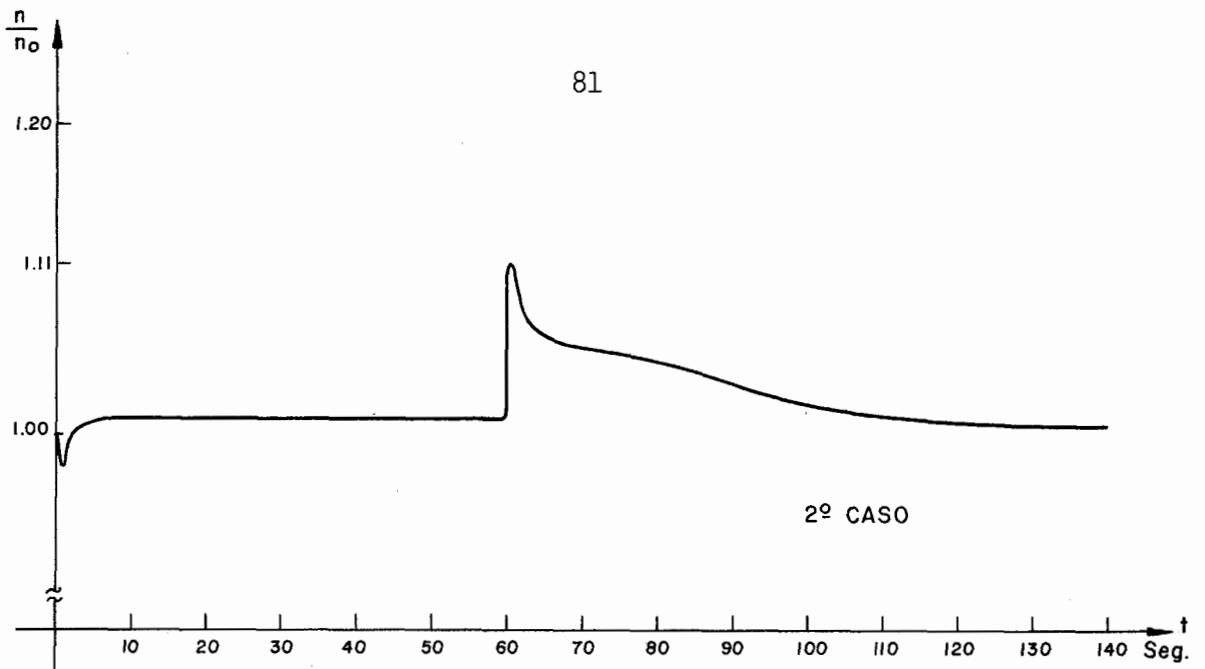


FIGURA V.17

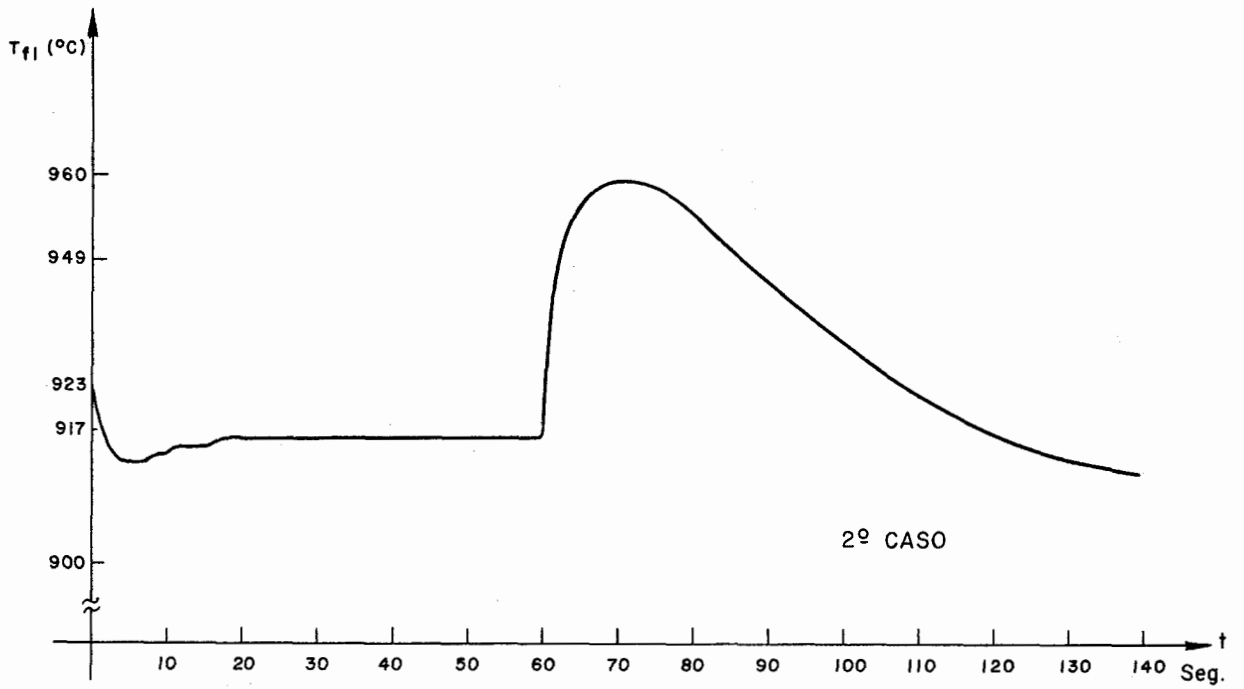


FIGURA V.18

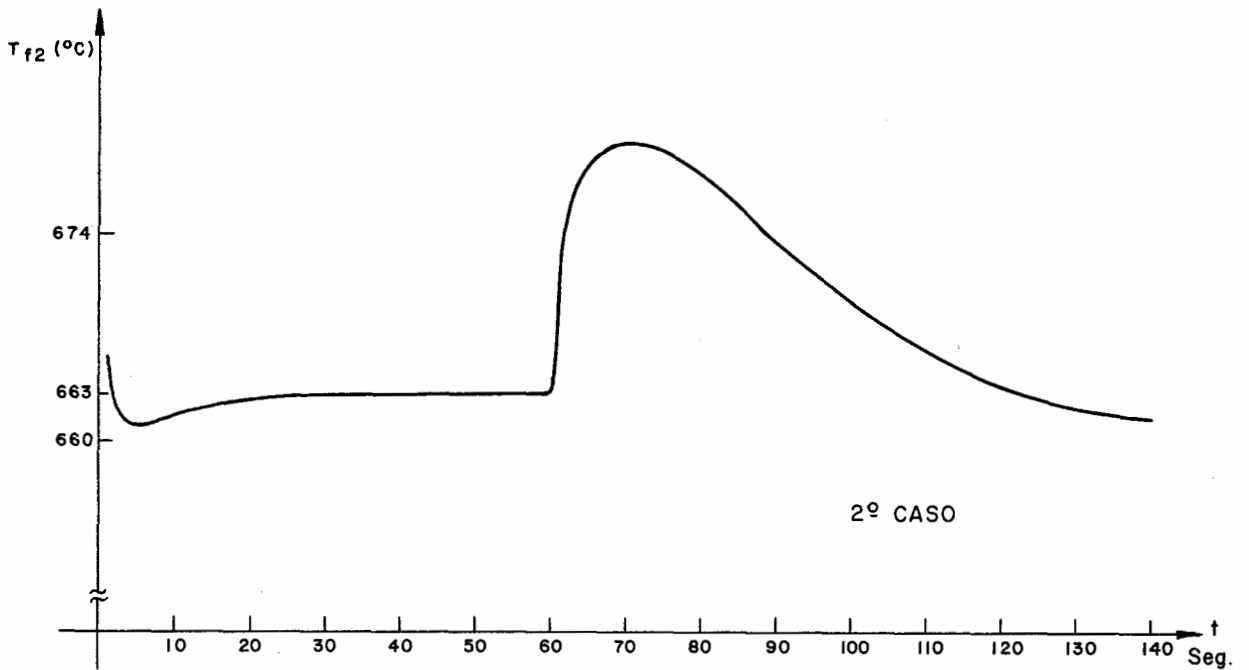


FIGURA V.19

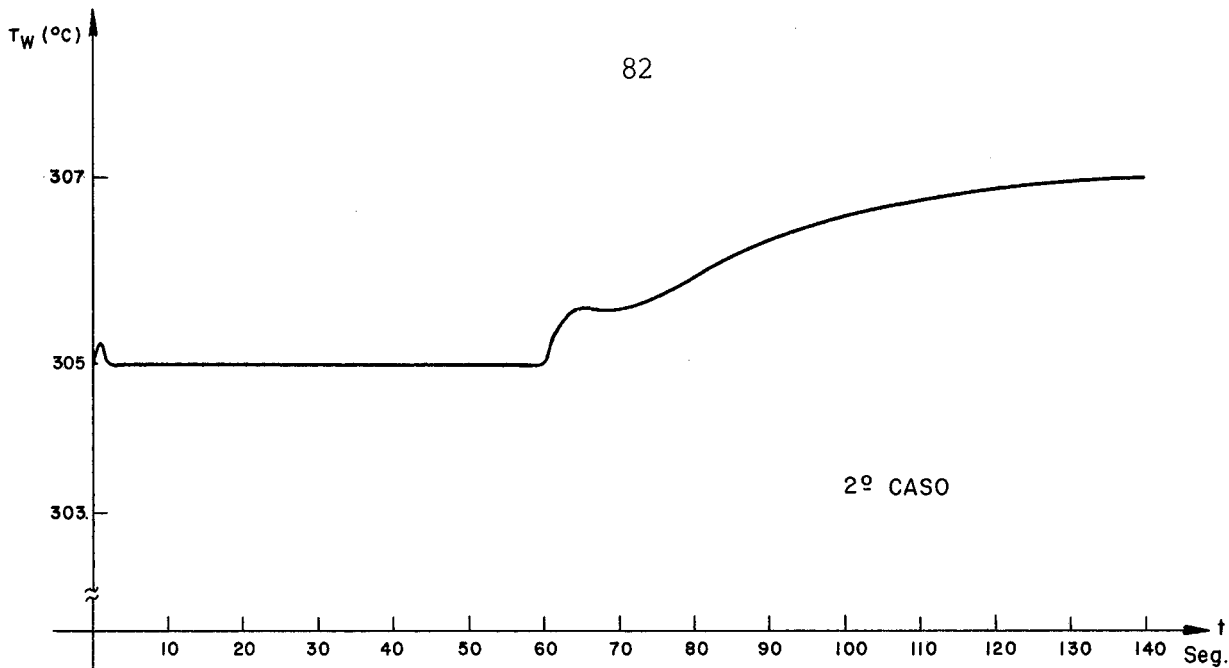


FIGURA V.20

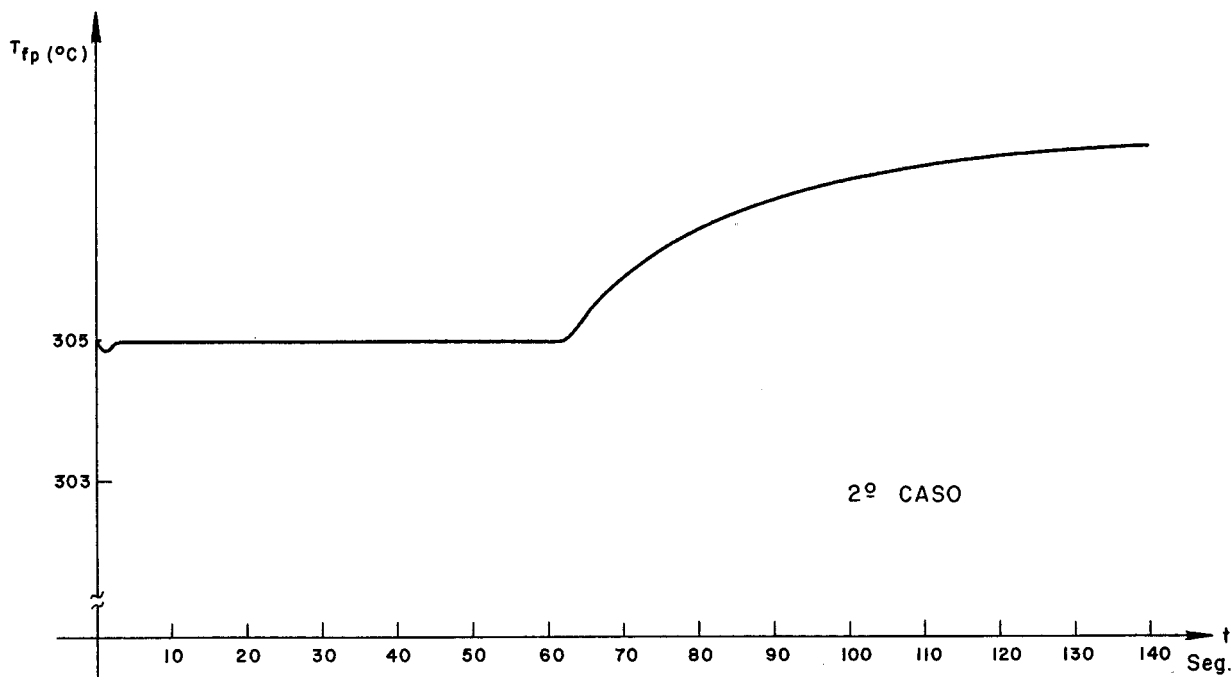


FIGURA V.21

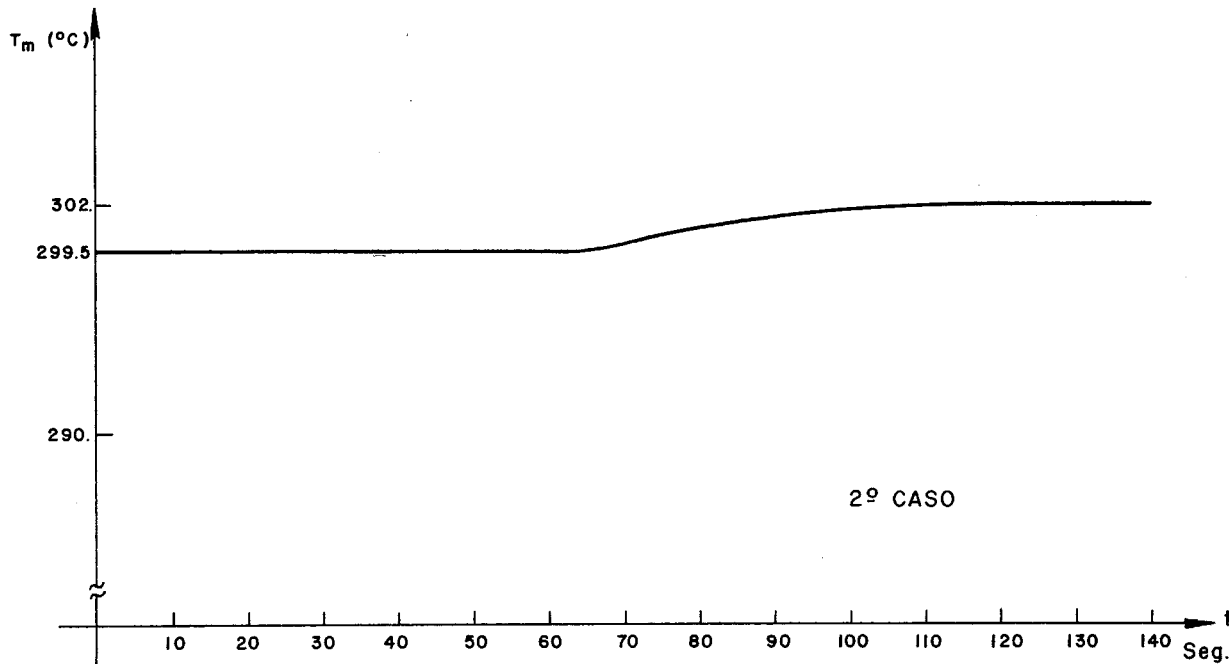


FIGURA V.22

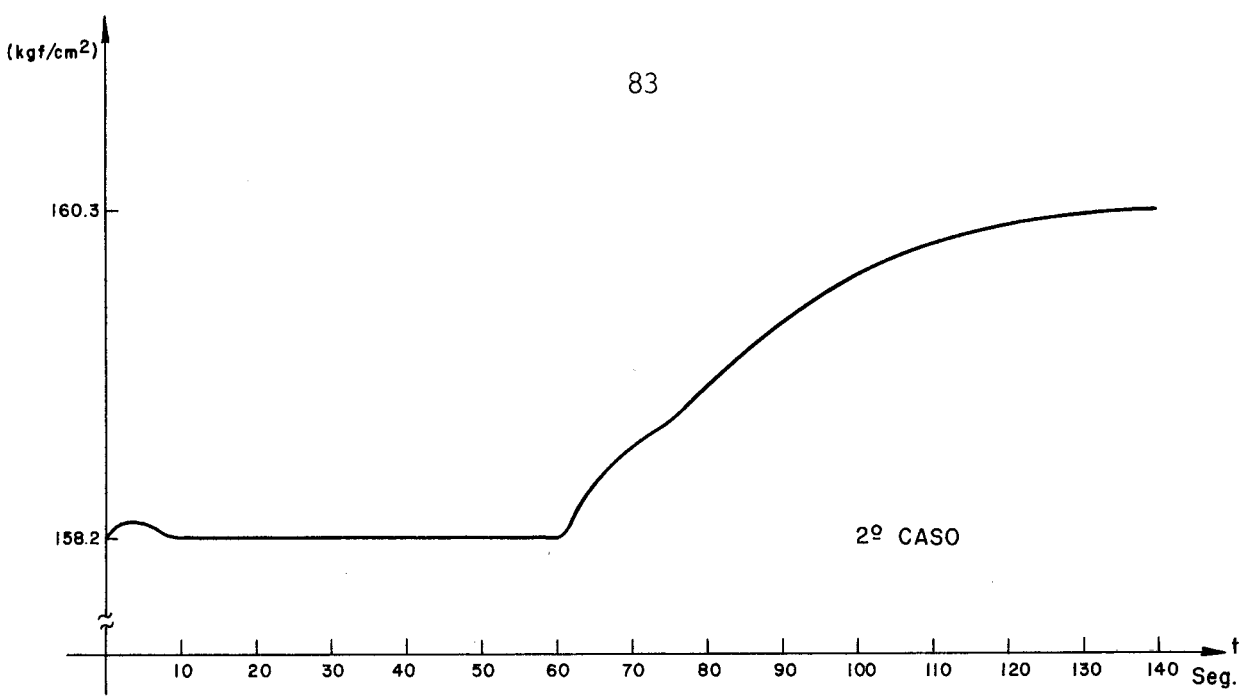


FIGURA V.23

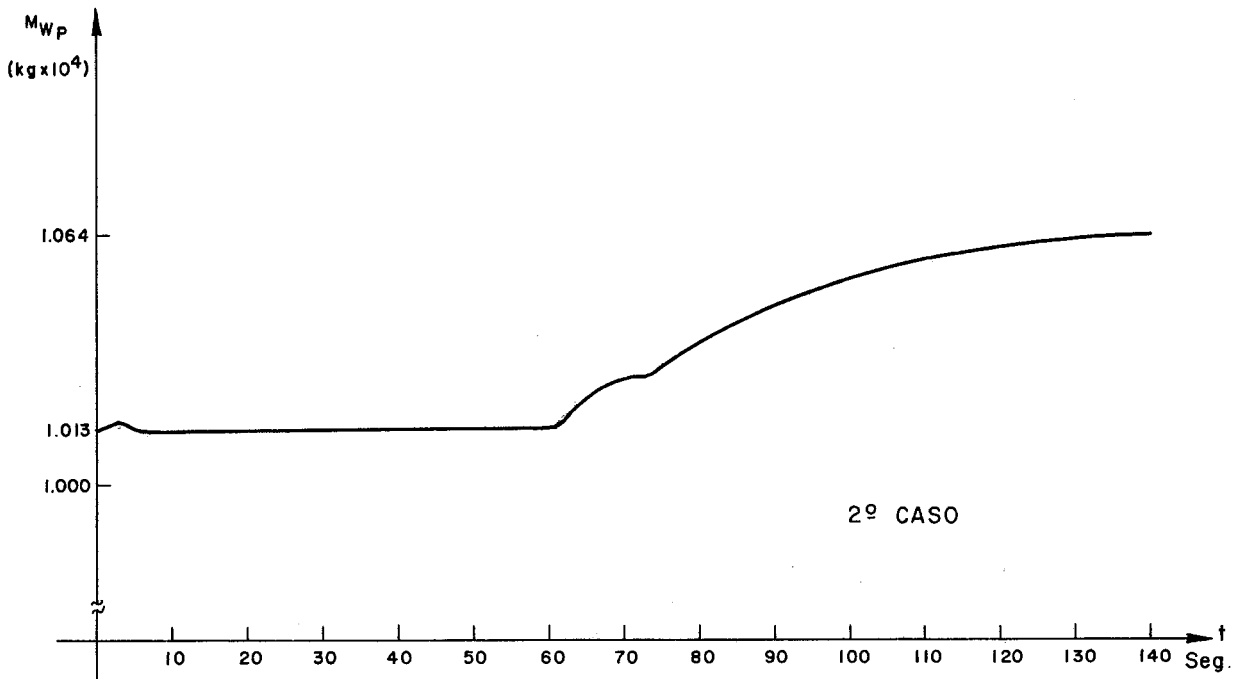


FIGURA V.24

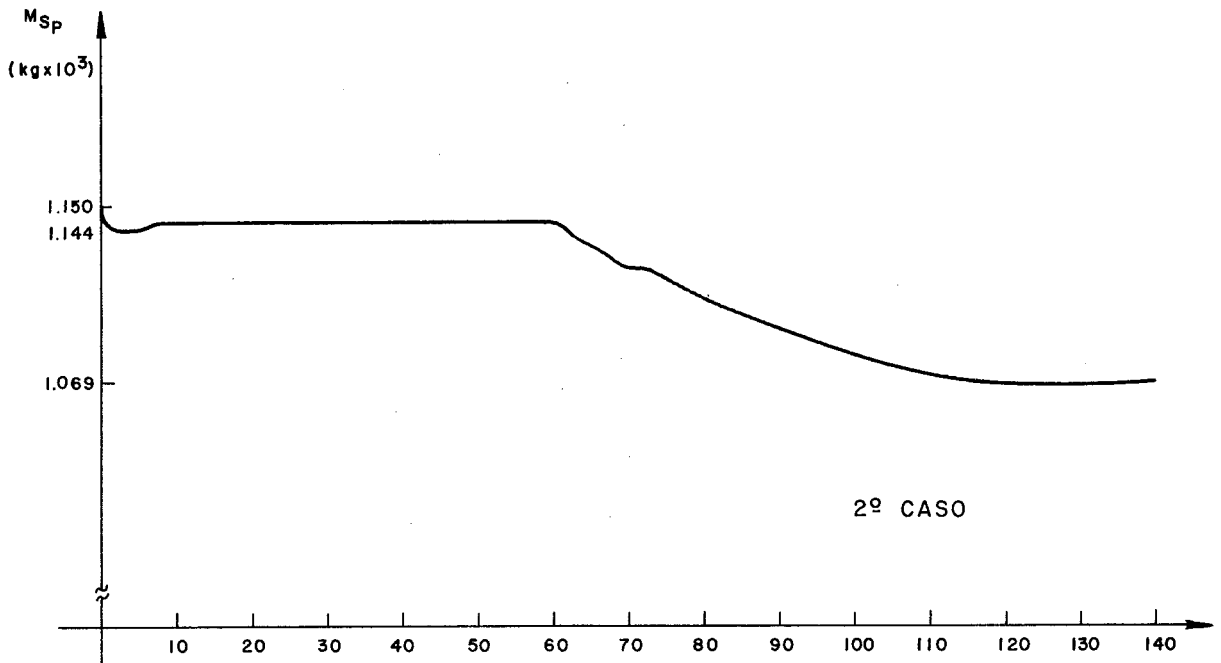


FIGURA V.25

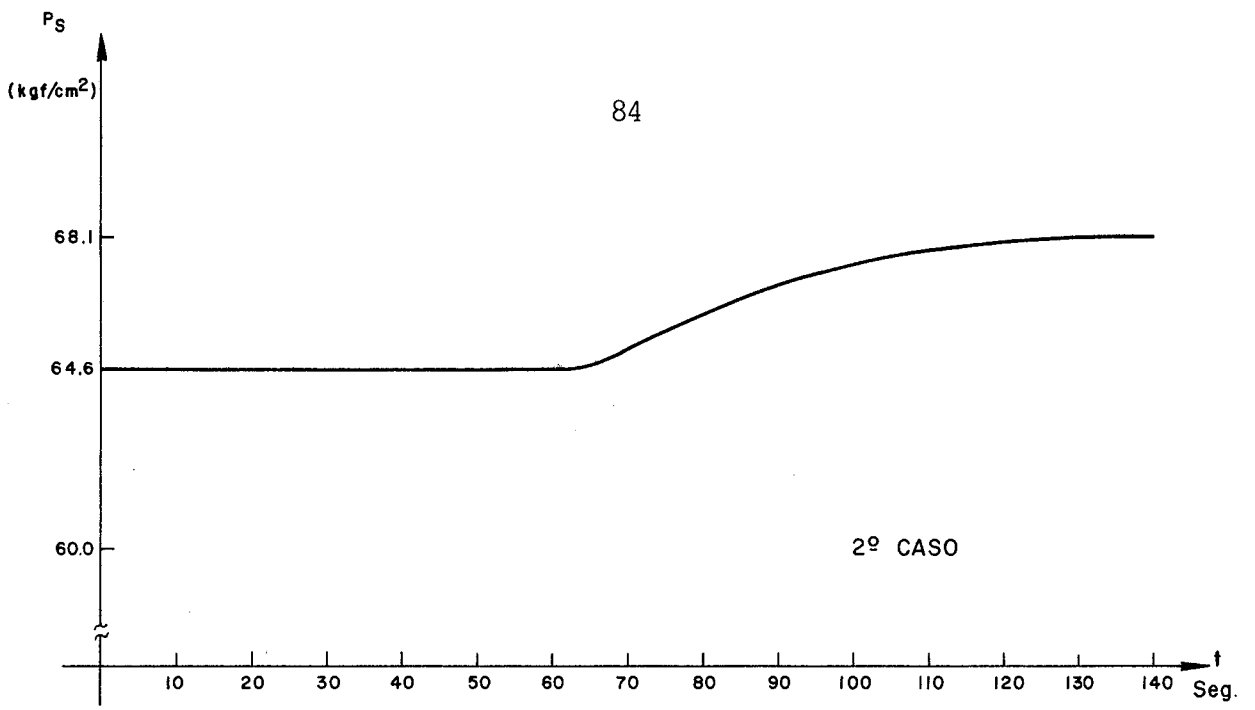


FIGURA V.26

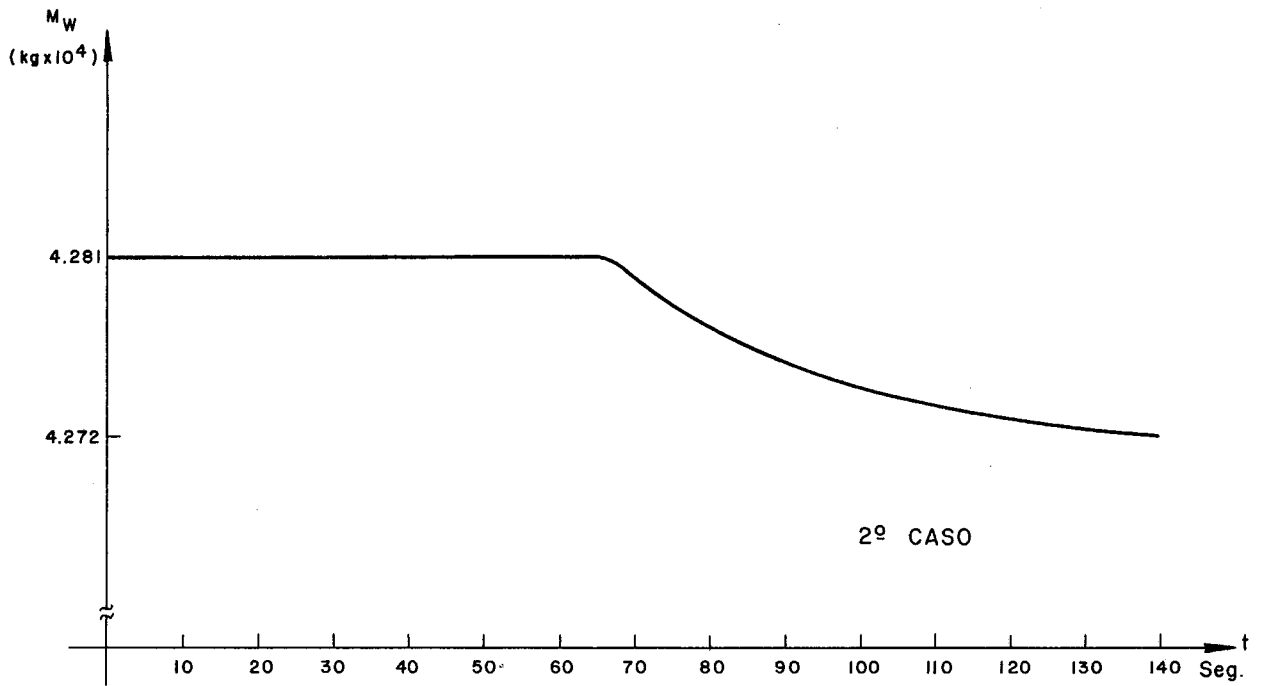


FIGURA V.27

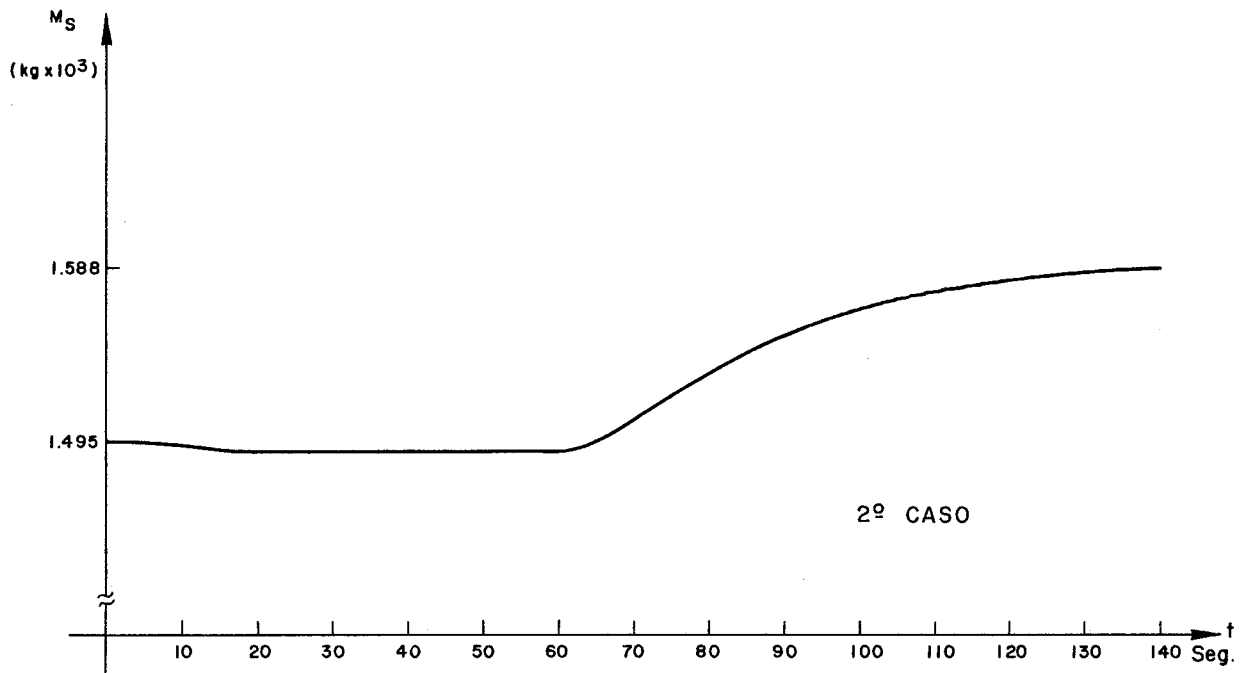


FIGURA V.28

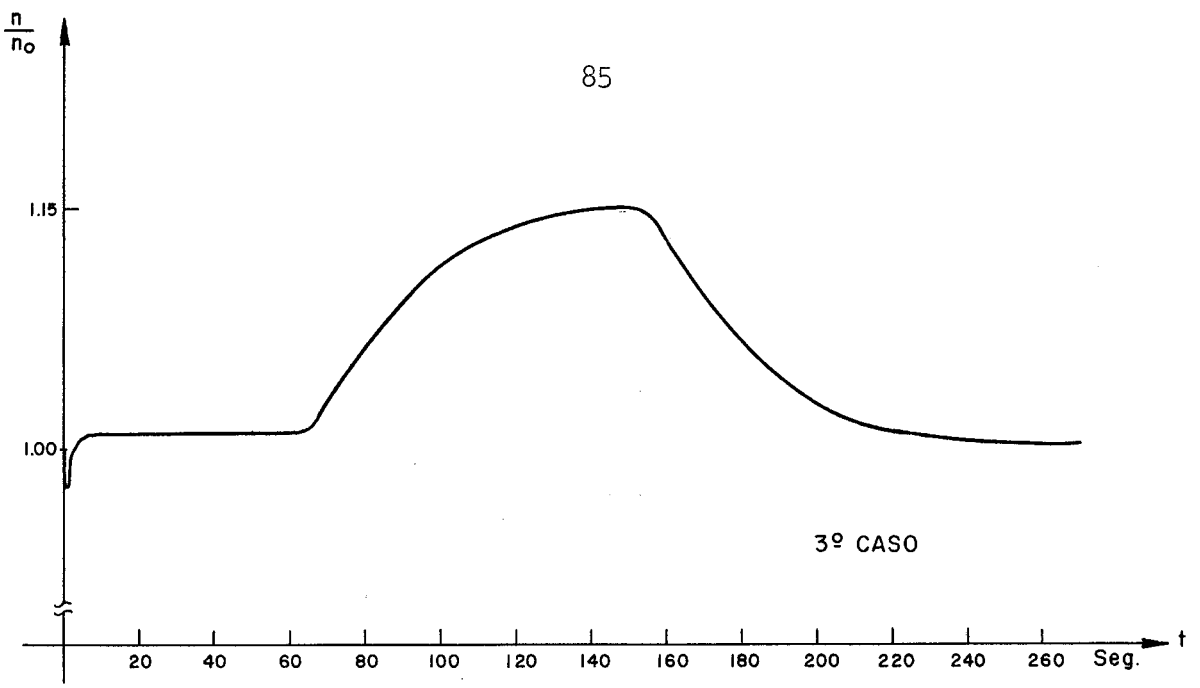
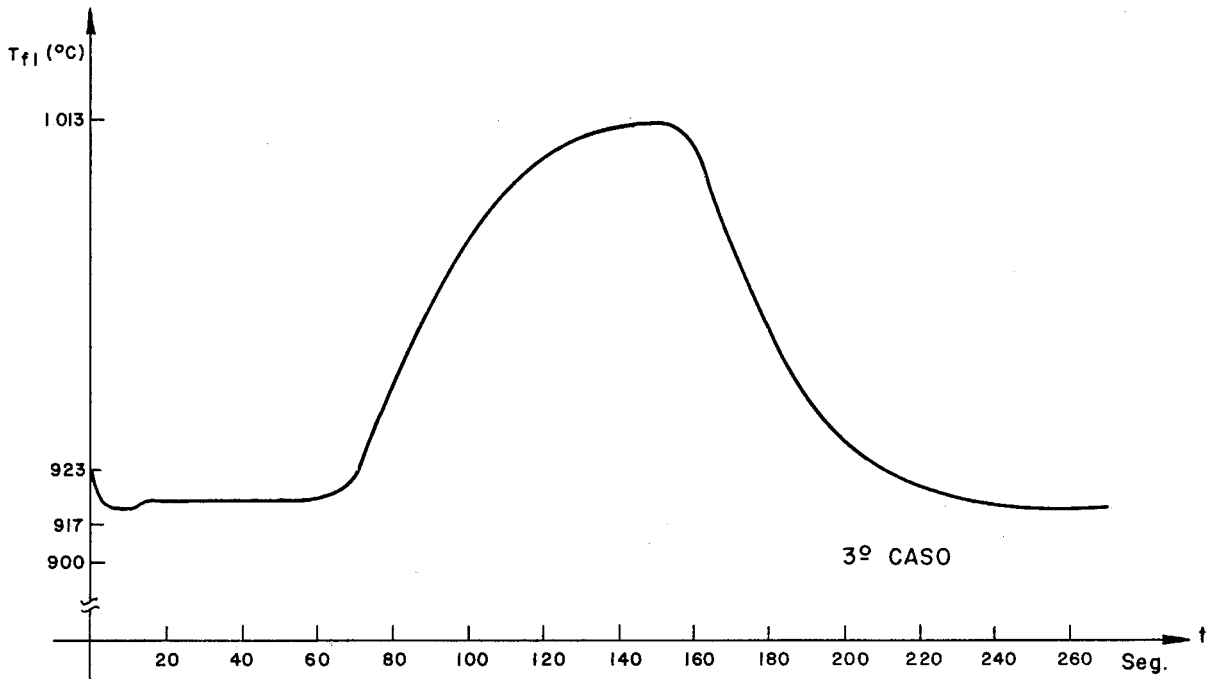


FIGURA V.29



FIGURAV.30

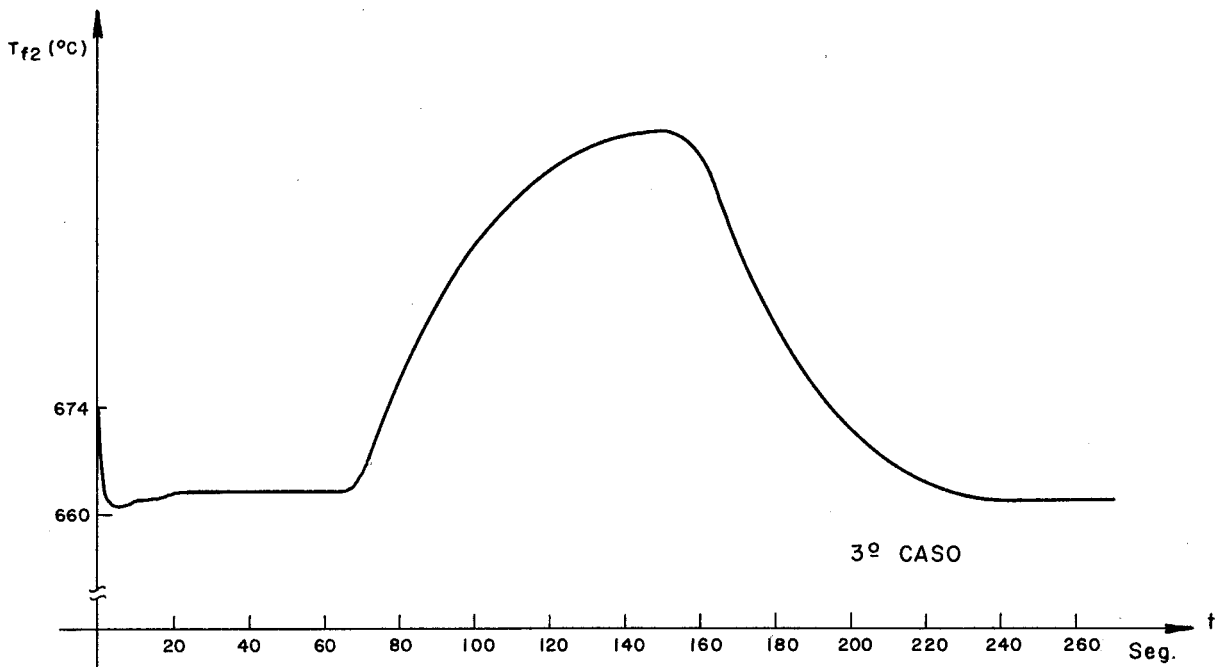


FIGURA V.31

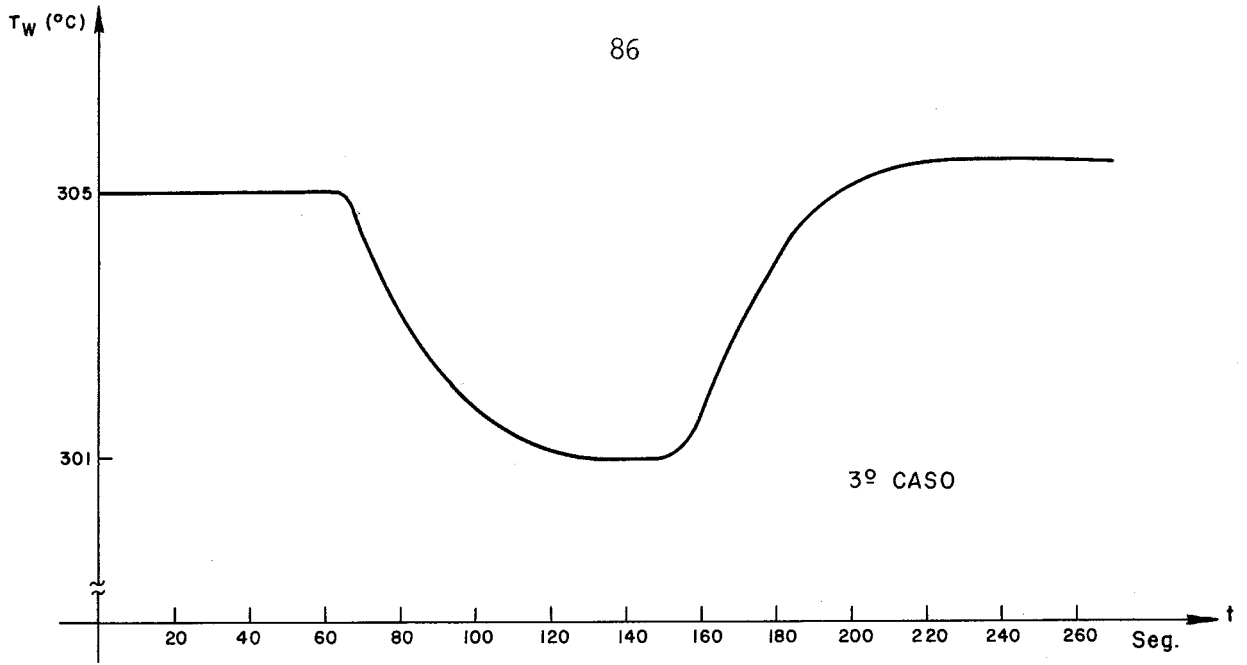


FIGURA V.32

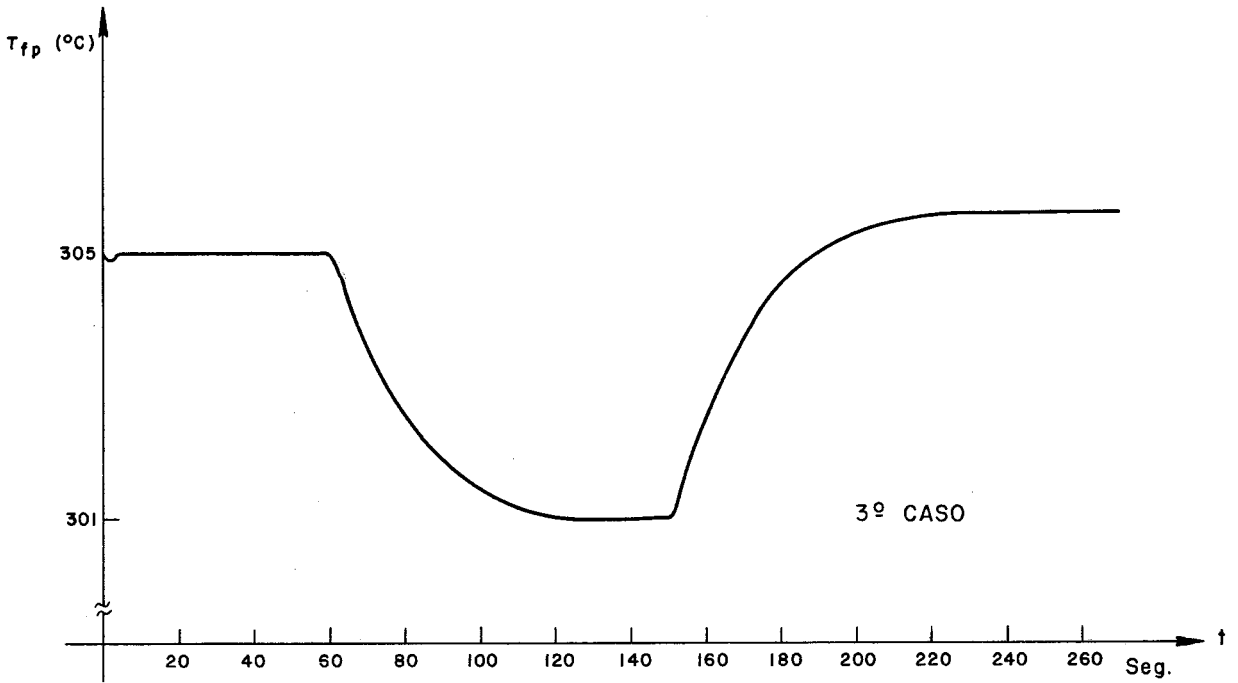


FIGURA V.33

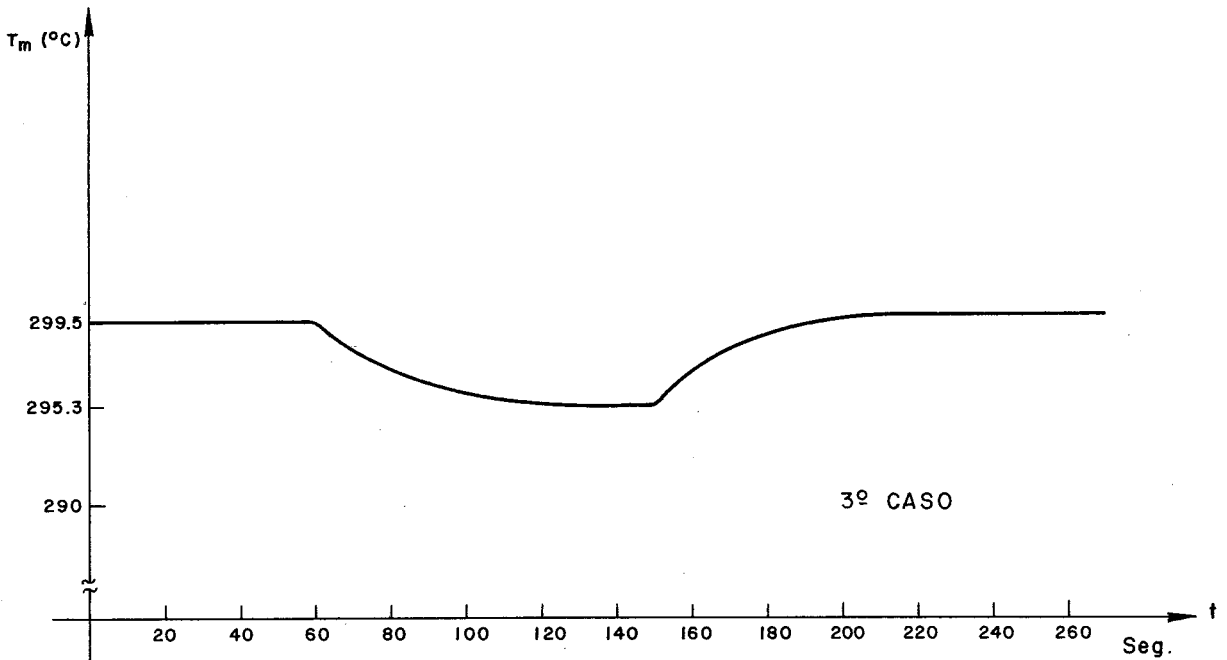


FIGURA V.34

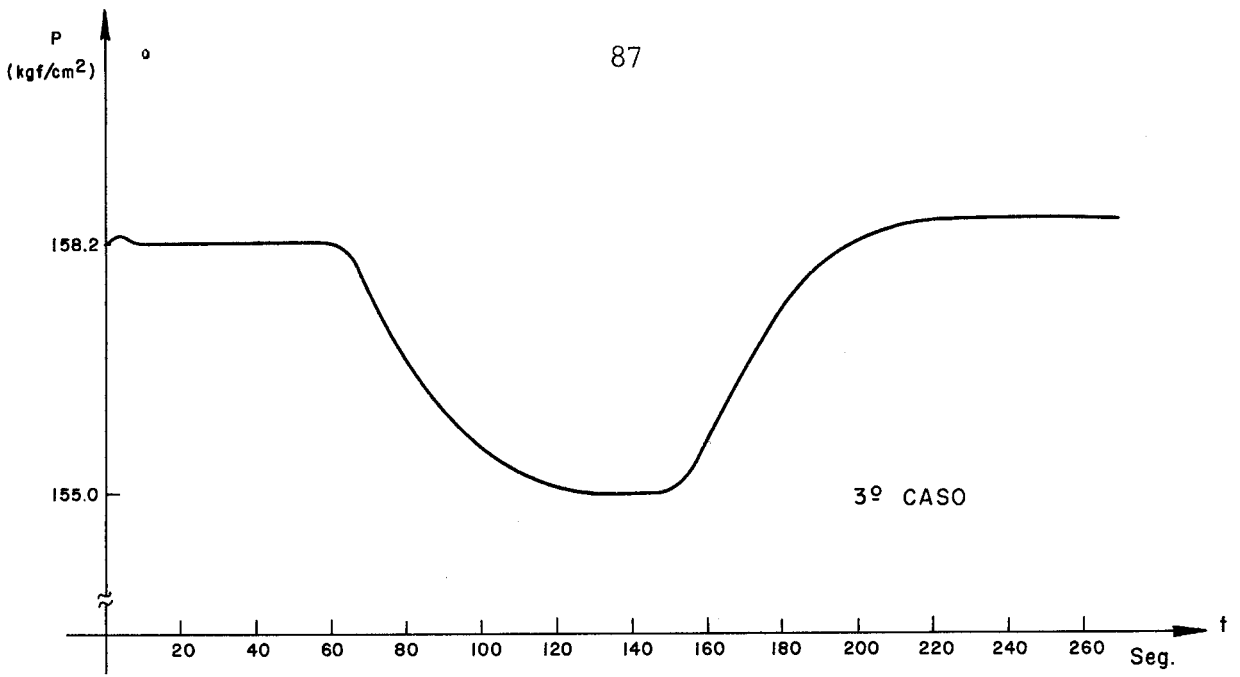


FIGURA V.35

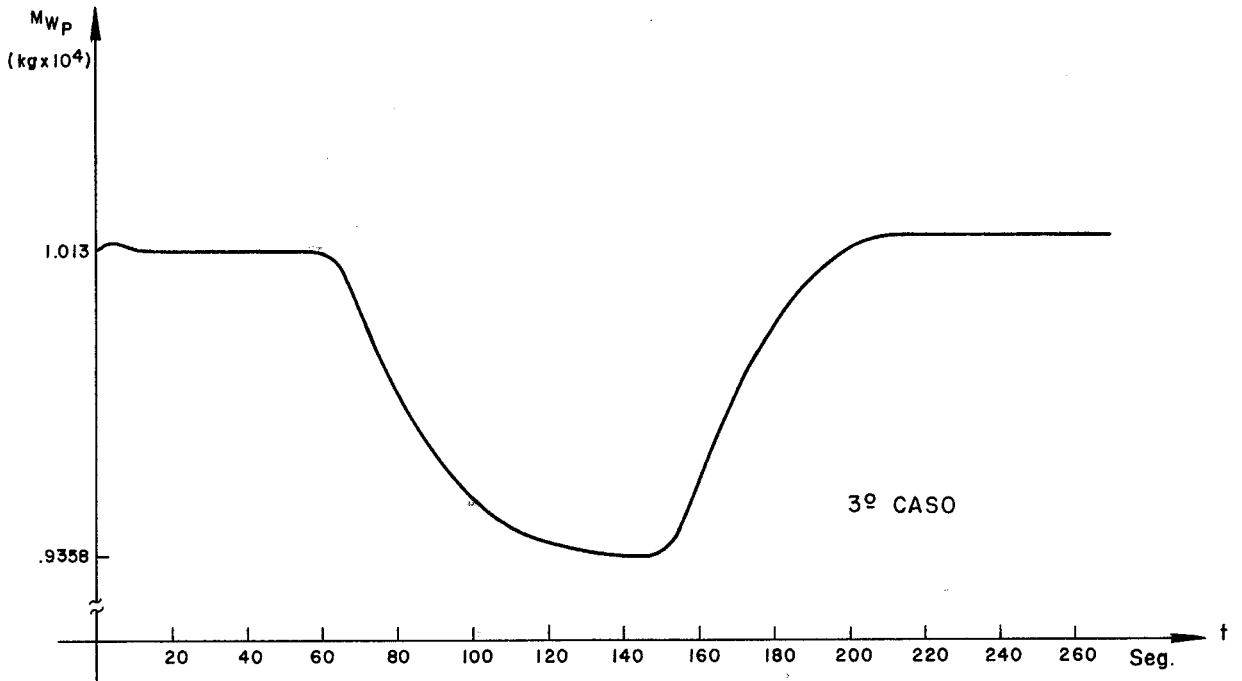


FIGURA V.36

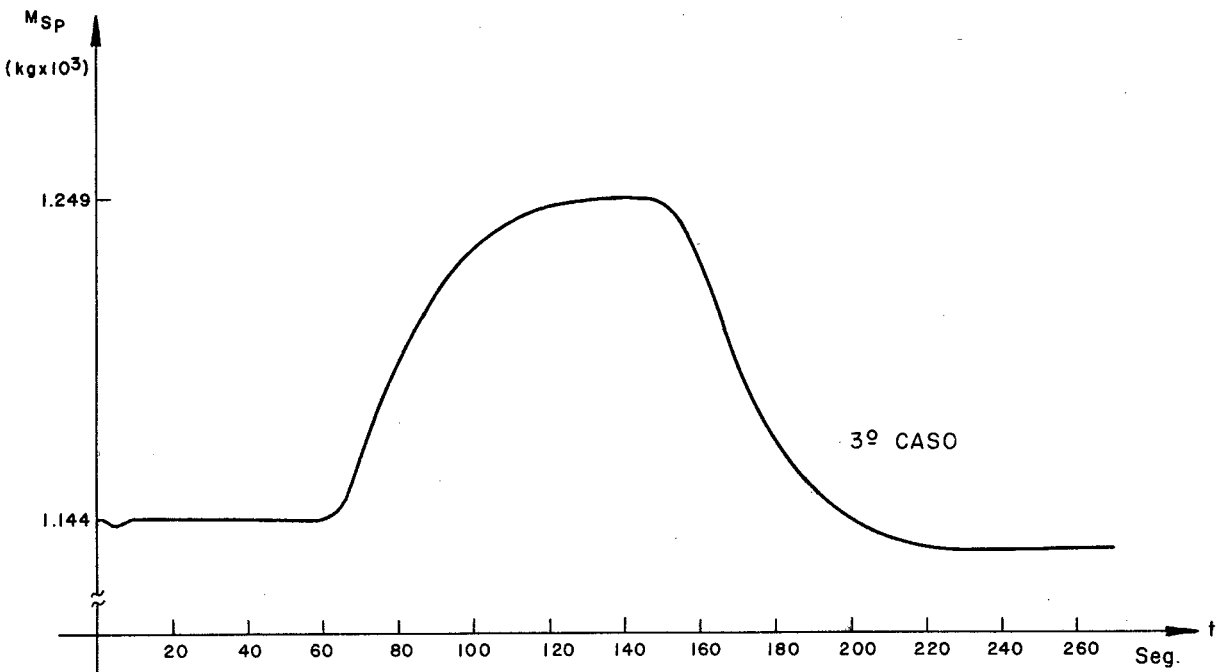


FIGURA V.37

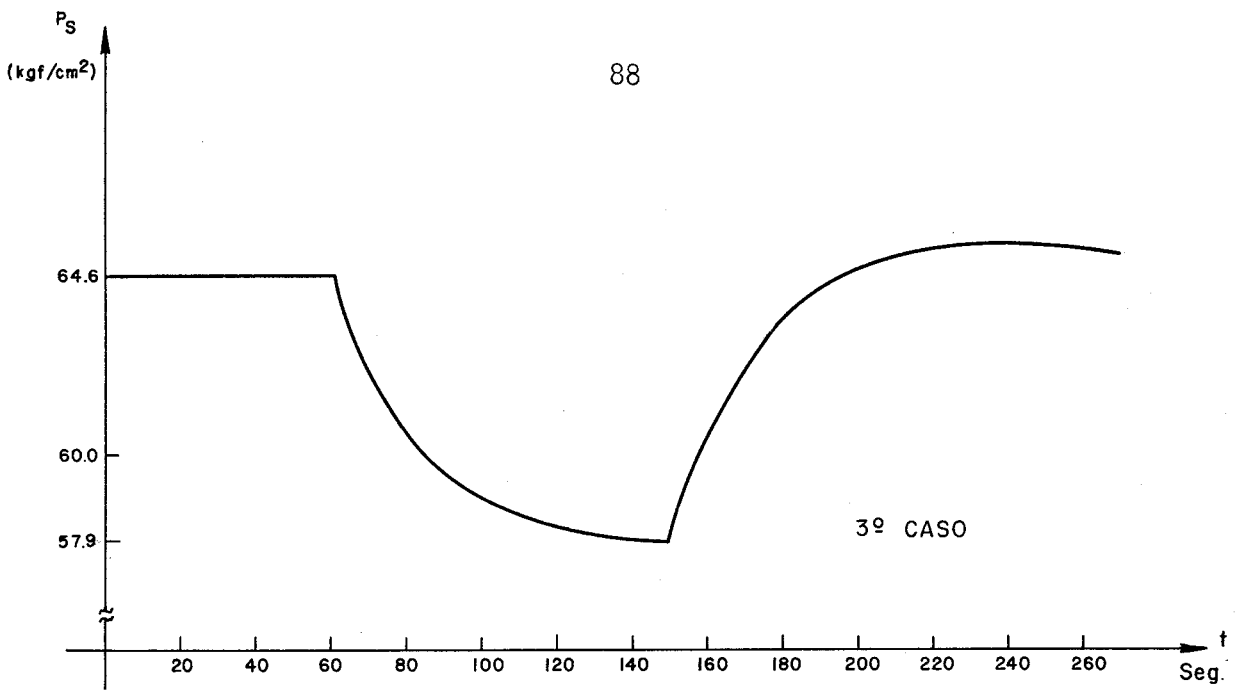


FIGURA V.38

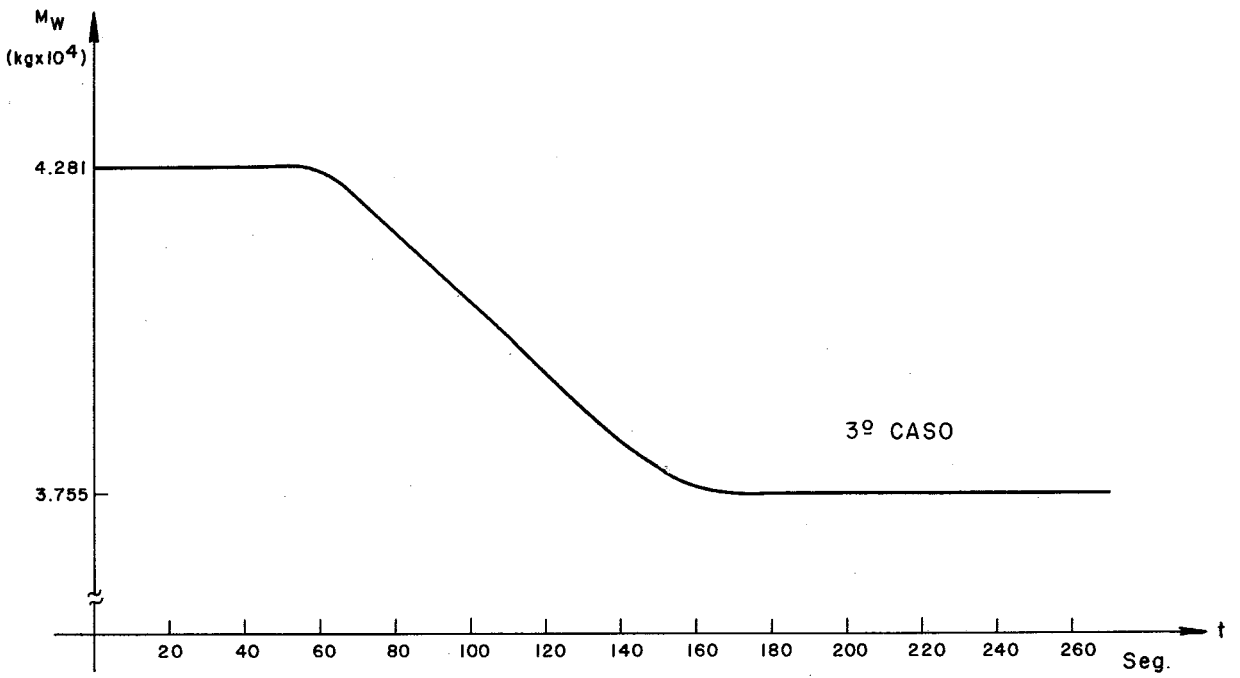


FIGURA V.39

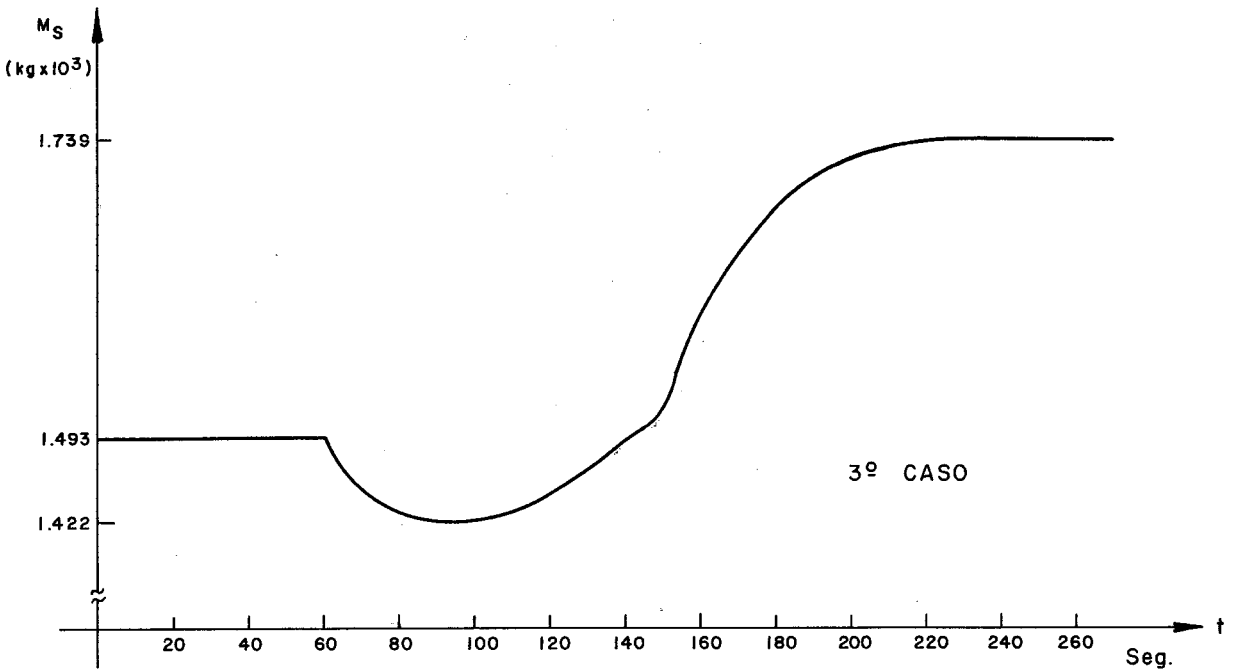


FIGURA V.40

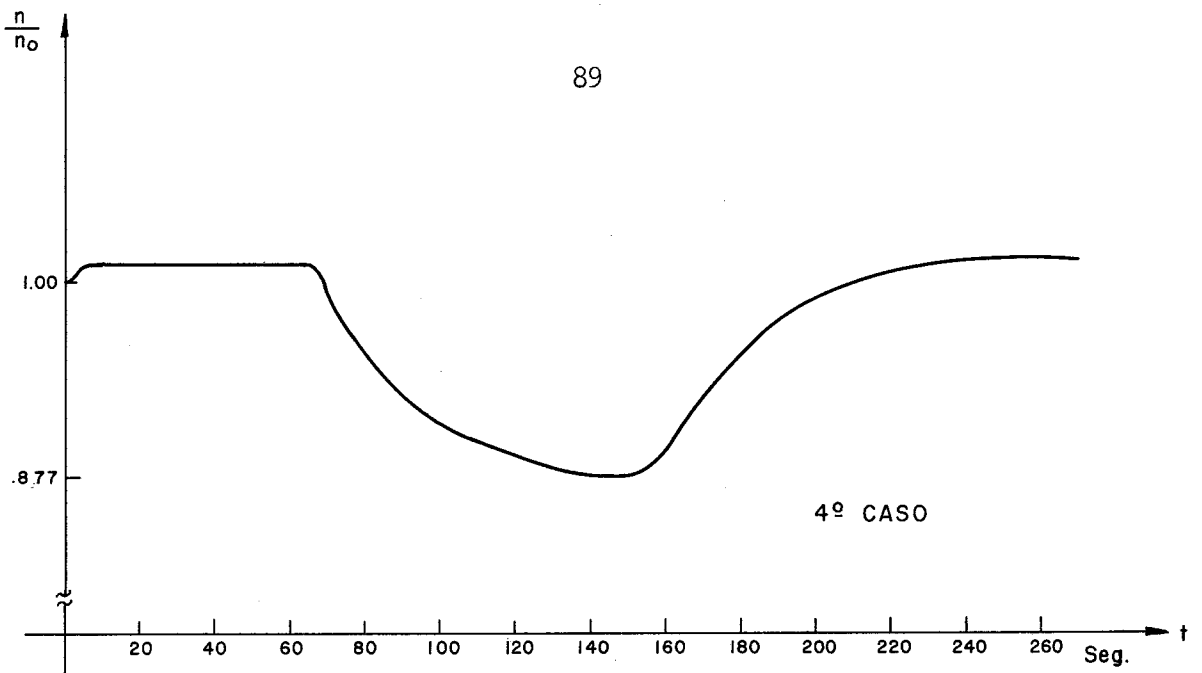


FIGURA V.41

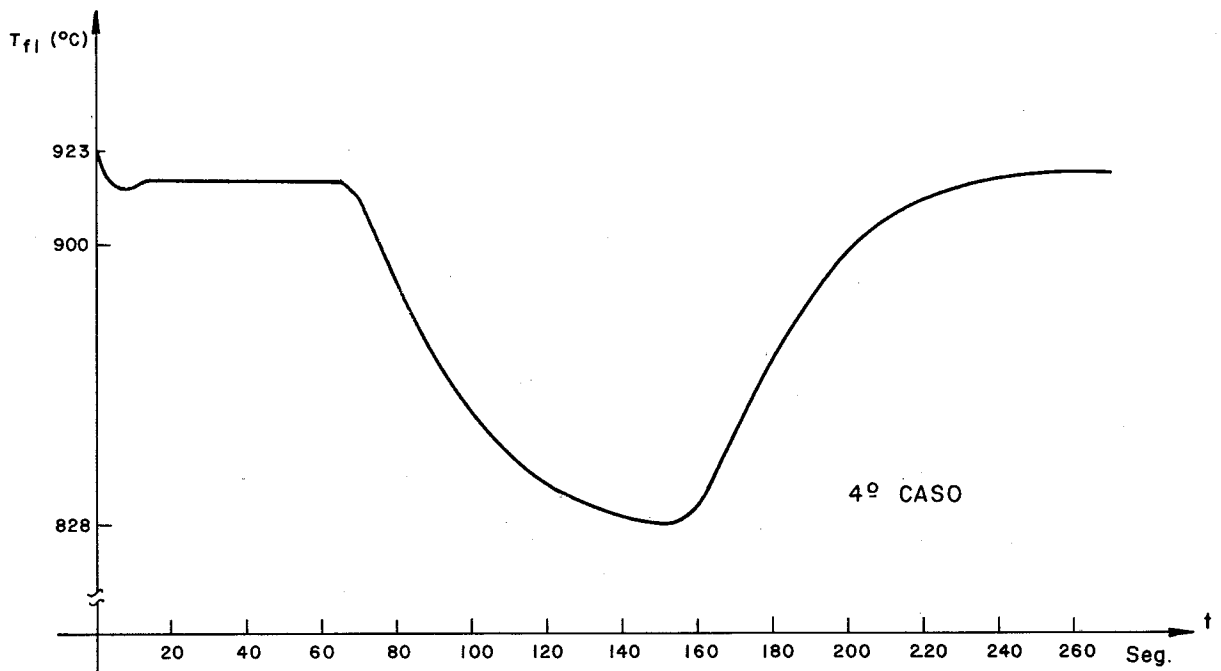


FIGURA V.42

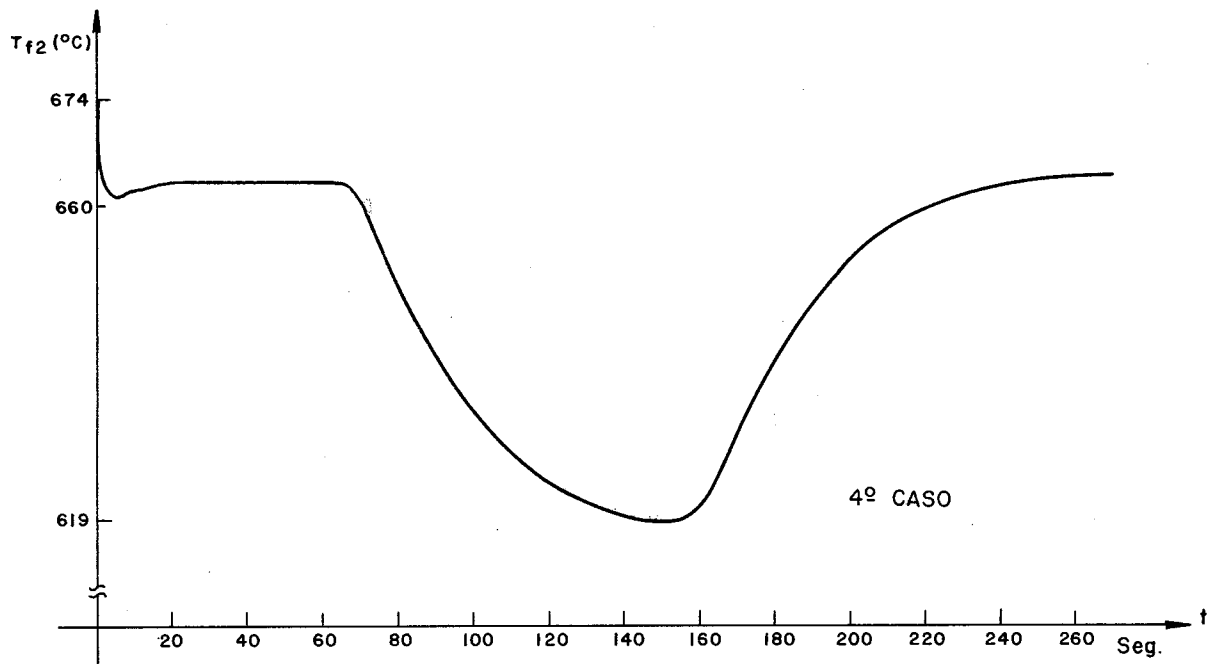


FIGURA V.43

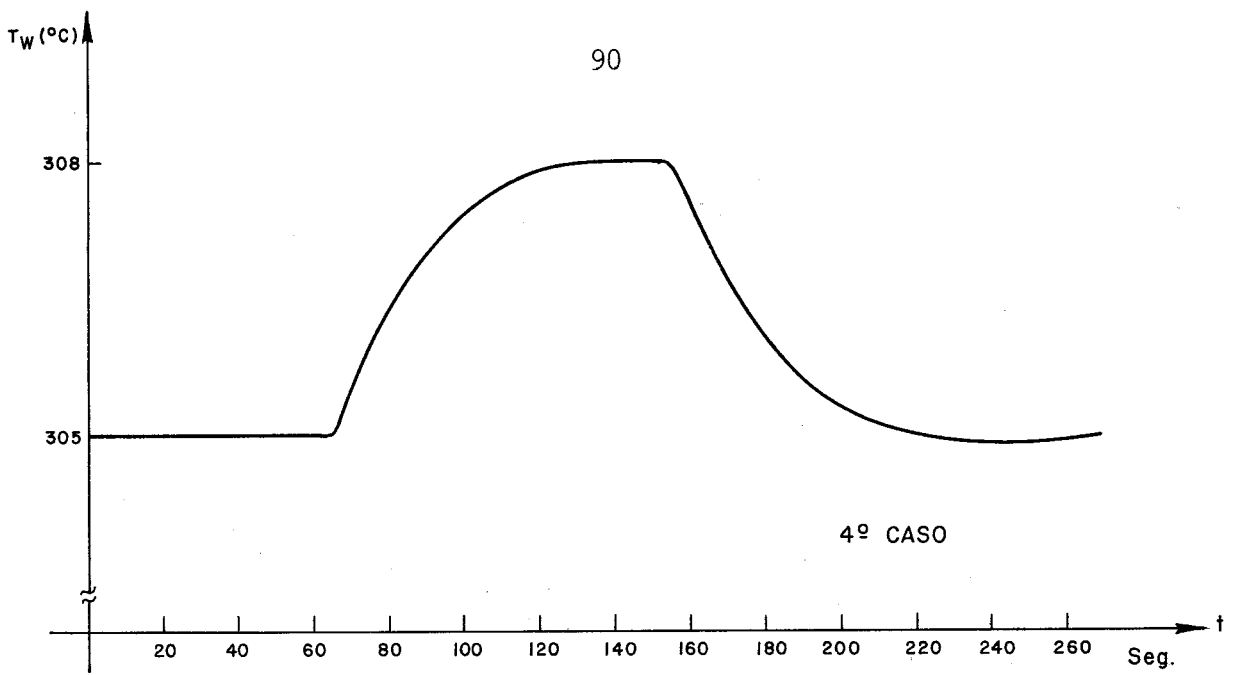


FIGURA V.44

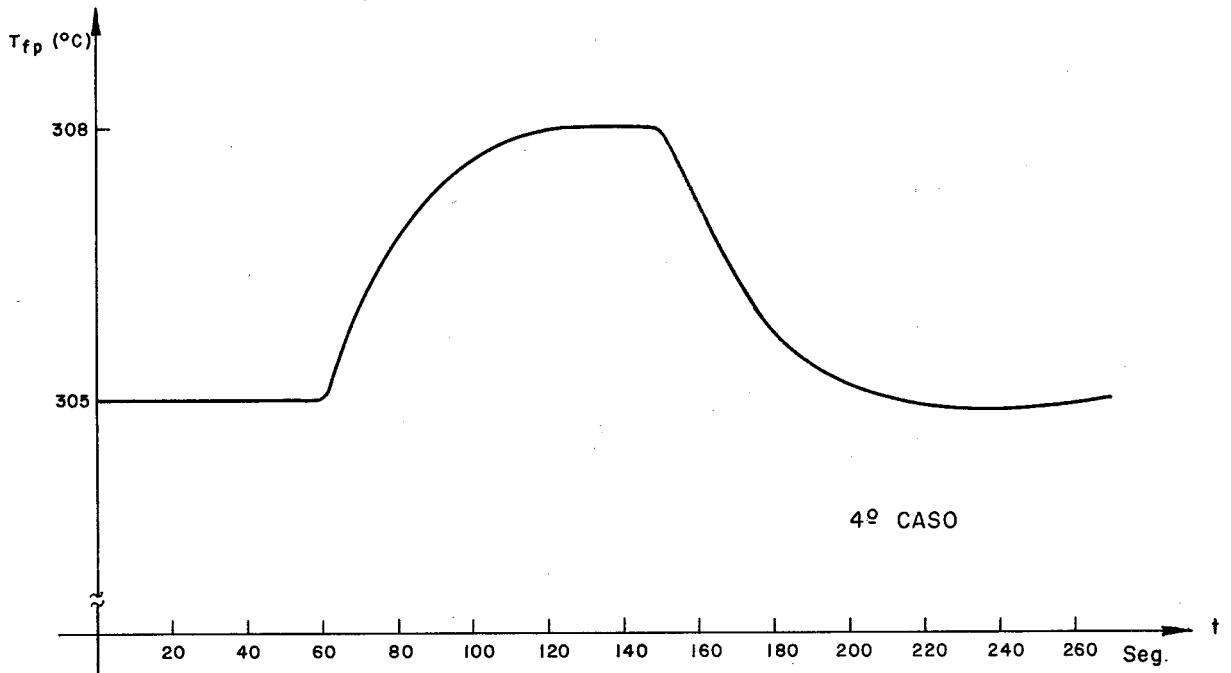


FIGURA V.45

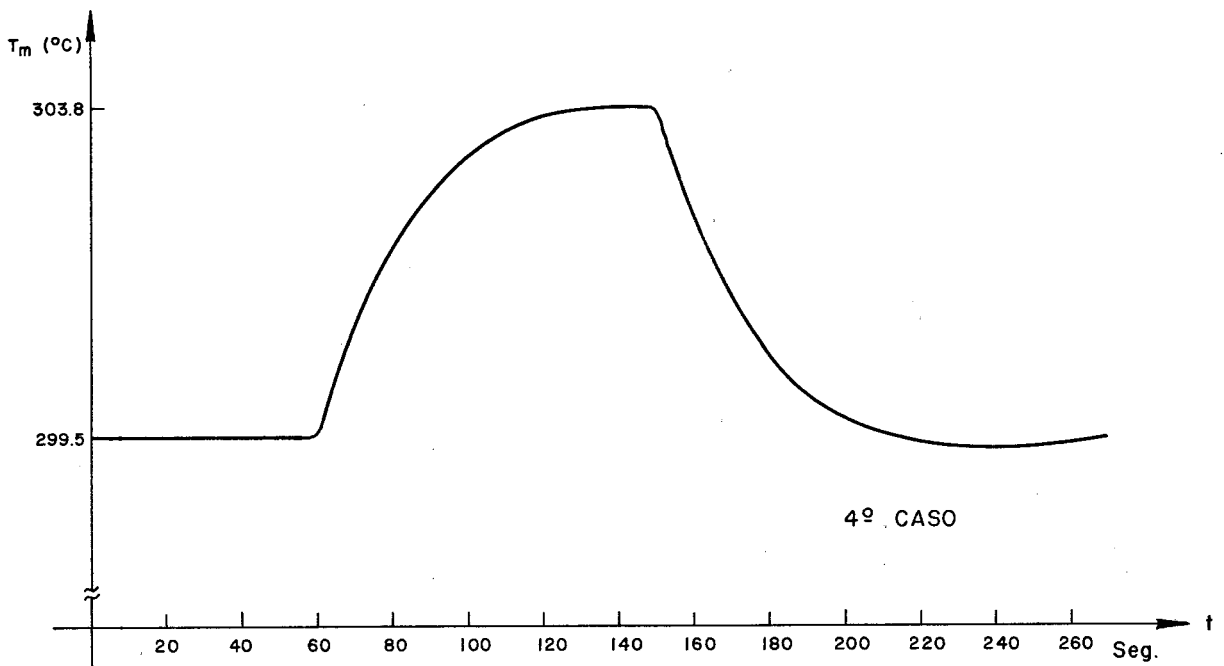


FIGURA V.46

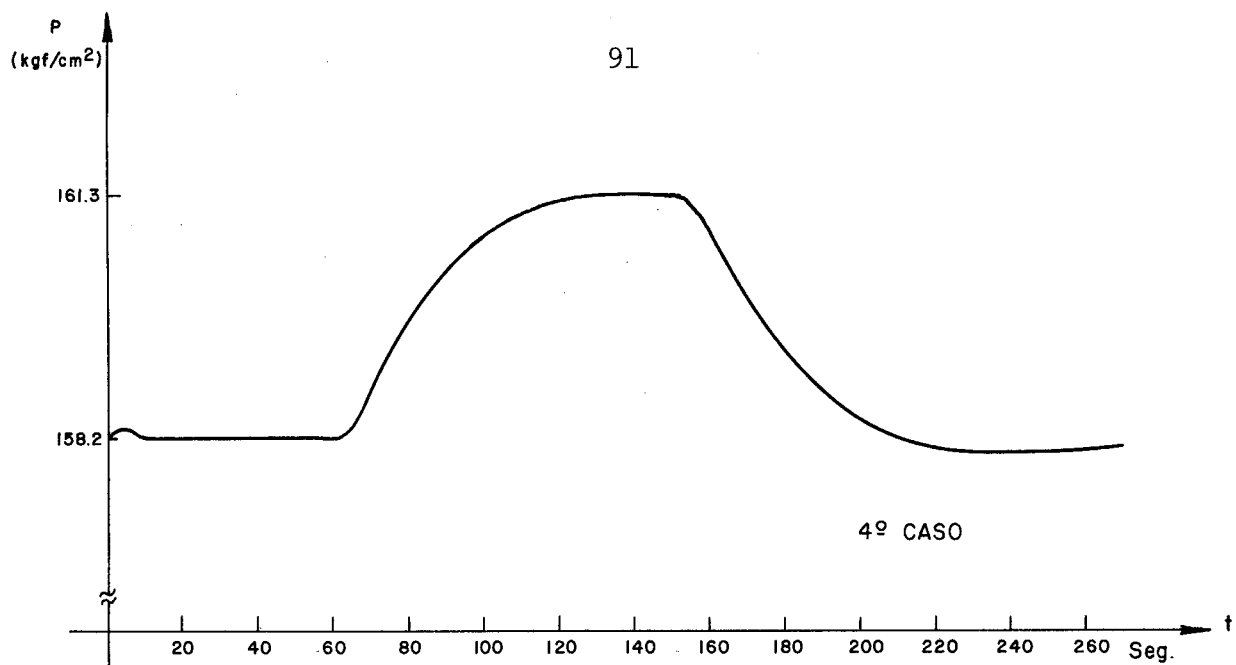


FIGURA V.47

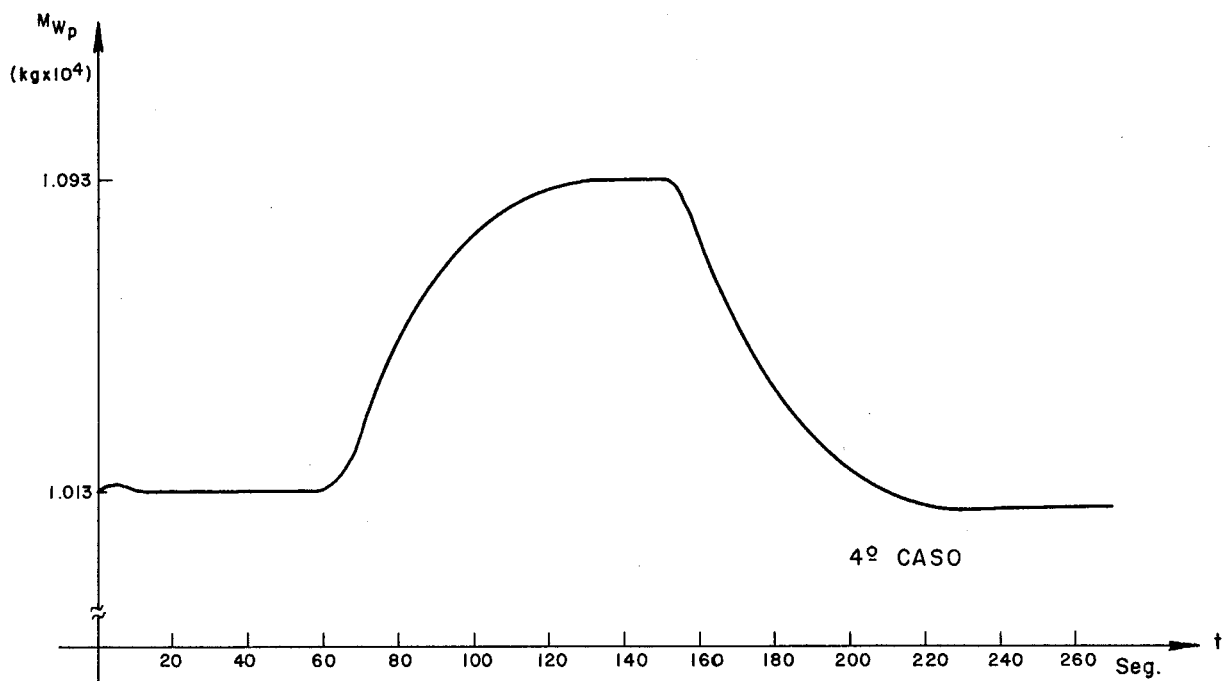


FIGURA V.48

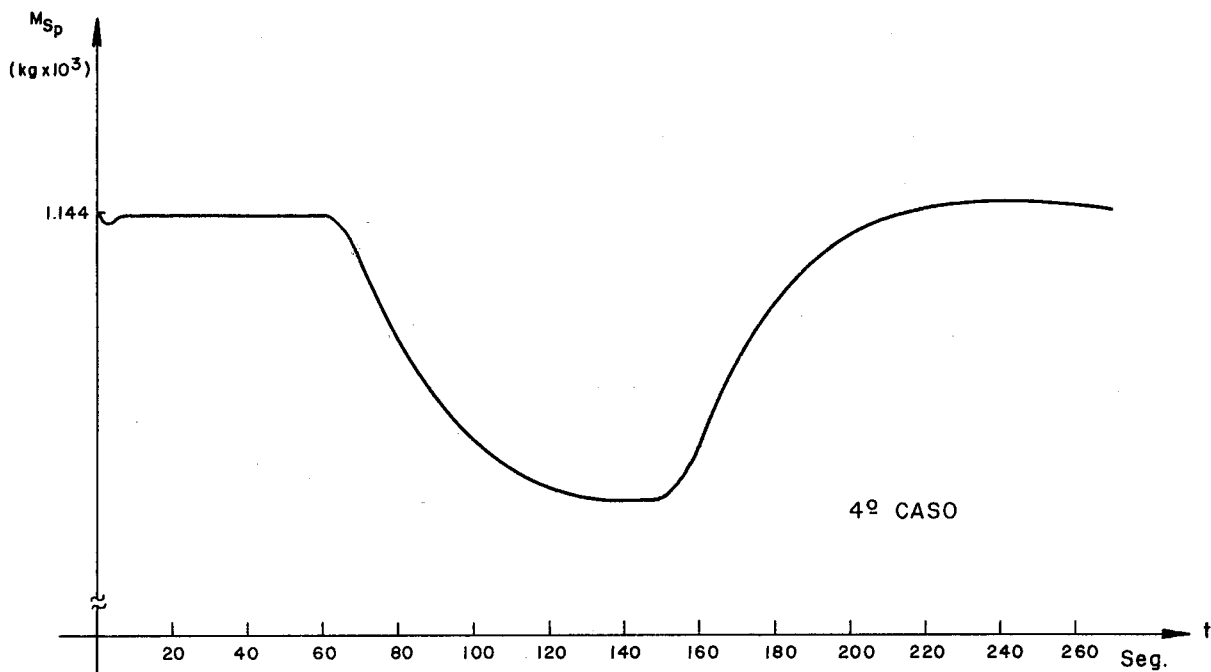


FIGURA V.49

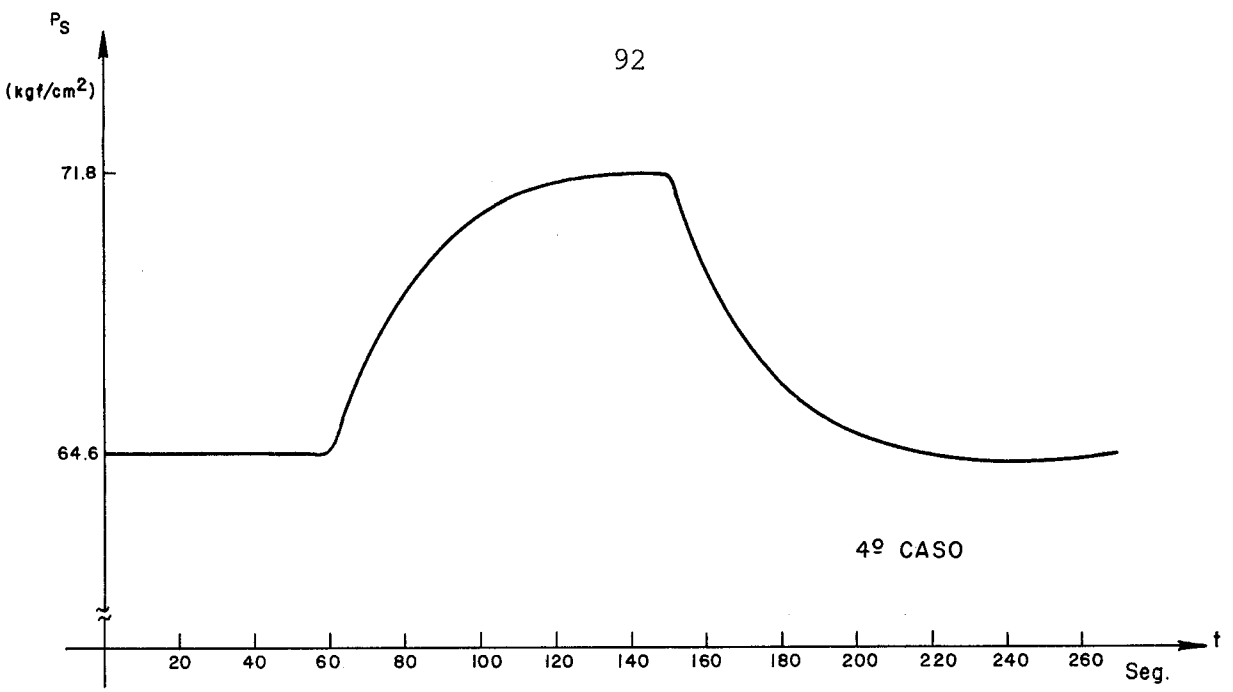


FIGURA V.50

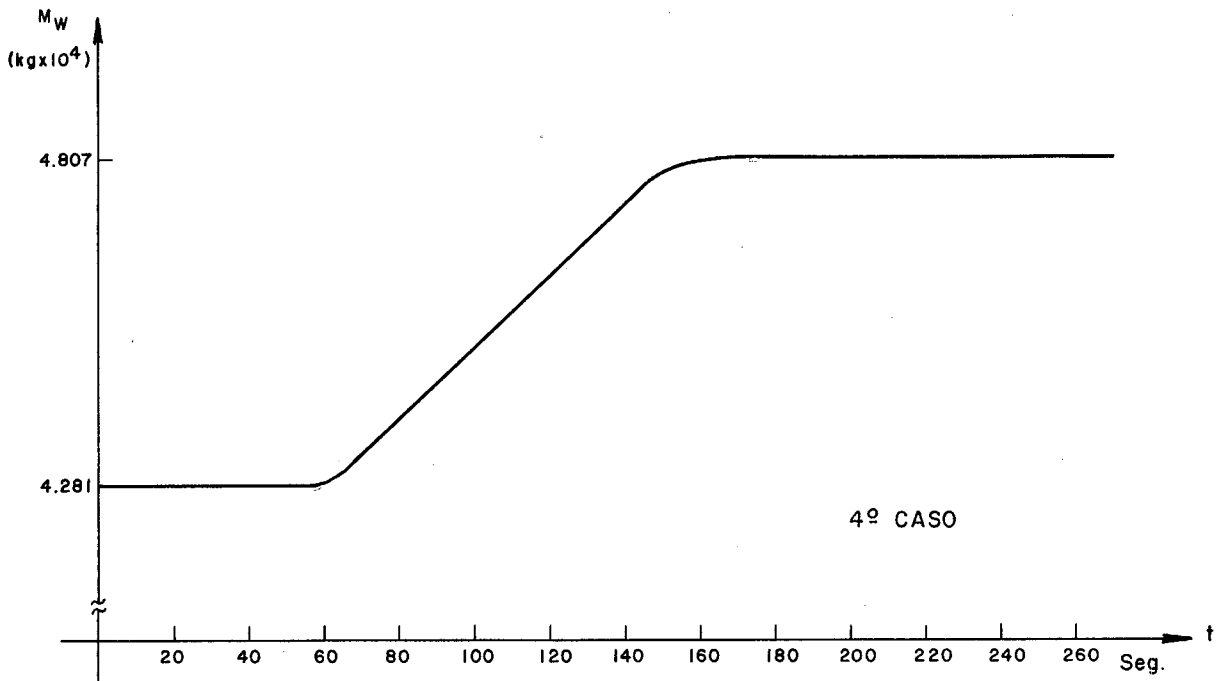


FIGURA V.51

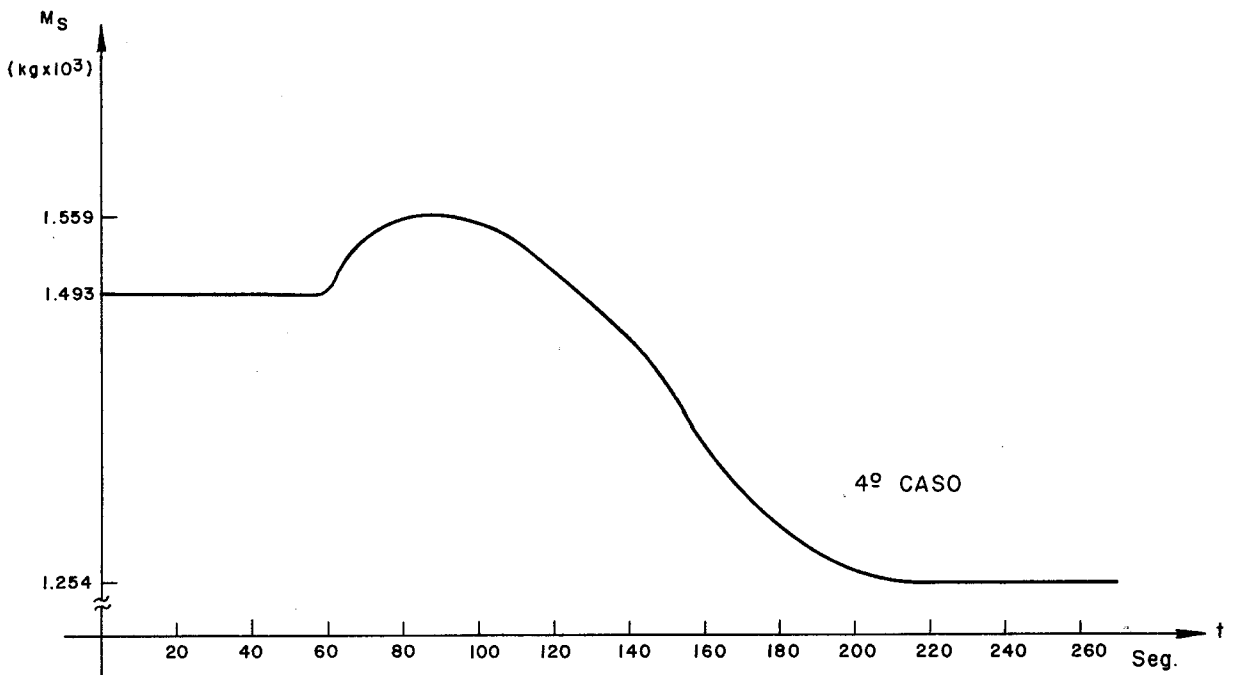


FIGURA V.52

xo de 50% da nominal, para verificar como é possível substituir a constante de ajuste K no modelo de gerador de vapor por uma função de ajuste mais realista.

O modelo utilizado para o elemento combustível só é adequado para estudos no início da primeira carga uma vez que as condições de simetria adotadas perdem sua validade com as deformações que ocorrem com o aumento do "Burn-up".

Chama-se também atenção para o fato de que as curvas para os coeficientes de reatividade Doppler e do moderador utilizados neste trabalho são característicos de fim de vida (EOL).

Com relação a modelagem do pressurizador, salienta-se que a consideração de condições unicamente saturadas para as fases líquida e gasosa em seu interior além da não inclusão de aquecedores, válvulas de "spray" e alívio, devem-se a uma simplificação de cálculo. Desta forma o usuário deve estar atento às limitações que esta modelagem impõe. Sugere-se que para análises mais detalhadas não deixem de ser incluídos pelo menos a válvula de "spray" e aquecedores.

Finalmente, resta comentar que a introdução de controles para estudo através do modelo não é imediata, sendo necessário pequenas modificações na estrutura original, uma vez que poucas foram as opções deixadas em forma de funções externas para uma possível utilização imediata pelo usuário. Sugere-se inclusive que todos os dados com as características do sistema passem a ser fornecidos através de cartões de dados, utilizando-se uma subrotina para proceder a leitura, eliminando desta forma o fornecimento de dados através de comandos DATA como foi feito no programa utilizado.

APÉNDICE A

A.1 - Considerações Gerais

O código Matexp foi criado para resolver sistemas de equações diferenciais ordinárias pelo método da matriz exponencial.

Soluções virtualmente exatas são obtidas para equações homogêneas com coeficientes constantes e para equações não-homogêneas nas quais a função forçante seja constante durante o intervalo de computação.

A velocidade com que o sistema de equações é resolvido assim como a exatidão dos resultados não são afetadas pelo grau de acoplamento entre as equações ou pelo fato da matriz ser ou não singular, com autovalores distintos ou não.

O método foi também extendido a sistemas não lineares com coeficientes variáveis no tempo, sendo por este motivo aplicável ao trabalho aqui desenvolvido.

Este apêndice tem por finalidade apenas fornecer subsídios teóricos necessários ao entendimento dos processos matemáticos utilizados pelo código Matexp constituindo-se em um resumo dos principais tópicos do manual geral. No entanto para uma melhor compreensão do código e suas múltiplas particularidades sugere-se uma consulta detalhada a referência (1).

A.2 - Desenvolvimento do Método da Matriz Exponencial

A.2.1 - Para Equações Homogêneas

Considere a seguinte equação diferencial homogênea a coeficientes constantes:

$$\frac{dx}{dt} + ax = 0 \quad (123)$$

cuja solução é

$$x(t) = e^{-at} \cdot x_0 \quad (124)$$

Uma característica particular desta solução é que para qualquer intervalo de tempo τ , o valor de x ao término deste intervalo é igual ao produto do termo $e^{-a\tau}$ e o valor de x no começo do intervalo. A isto se chamará "solução incremental".

$$x(t+\tau) = e^{-a\tau} x(t) \quad (125)$$

Considere agora o seguinte, conjunto de equações diferenciais a coeficientes constantes:

$$\frac{dx_1}{dt} = a_{11} x_1 + a_{12} x_2 + \dots + a_{1n} x_n$$

$$\frac{dx_2}{dt} = a_{21} x_1 + a_{22} x_2 + \dots + a_{2n} x_n$$

$$\frac{dx_n}{dt} = a_{n1} x_1 + a_{n2} x_2 + \dots + a_{nn} x_n$$

Este sistema pode ser compactamente escrito na forma:

$$\frac{dX}{dt} = AX \quad (126)$$

onde X é o vetor de variáveis de estado x_i

$$X = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_n \end{bmatrix}$$

e A representa a matriz dos coeficientes

$$A = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & \dots & a_{n1} \\ a_{12} & a_{22} & \dots & a_{zn} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ a_{n1} & a_{n2} & \dots & a_{nn} \end{bmatrix}$$

A equação matricial (126) tem por solução:

$$x(t) = e^{At} x_0 \quad (127)$$

Para uma demonstração formal da afirmação acima sugerimos verificar Bellman⁽¹⁹⁾.

A "solução incremental" passa a ser então:

$$x(t+\tau) = e^{A\tau} x(t) \quad (128)$$

onde $e^{A\tau}$ é definida por:

$$e^{A\tau} = I + A\tau + \frac{(A\tau)^2}{2!} + \frac{(A\tau)^3}{3!} + \dots + \frac{(A\tau)^k}{k!} \quad (129)$$

sendo I a matriz identidade.

A.2.2 - Para Equações não Homogeneas

A representação matricial de um sistema de equações diferenciais de primeira ordem com coeficientes constantes sujeito a uma função forçante não nula é da forma:

$$\frac{dX}{dt} = AX + Z \quad (130)$$

onde Z é a função forçante.

A solução incremental geral obtida por Liou⁽²⁰⁾ é:

$$X(t+\tau) = e^{A\tau} X(t) + e^{A(t+\tau)} \int_t^{t+\tau} e^{-A\tau'} Z(\tau') d\tau' \quad (131)$$

Para o caso em que a função Z é constante no intervalo (t, t+τ) a solução vale:

$$X(t+\tau) = e^{A\tau} X(t) + \left[e^{A\tau} - I \right] A^{-1} Z(t) \quad (132)$$

É importante notar que a inversa da matriz A não necessita ser calculada pois

$$\begin{aligned}
(e^{A\tau} - I) A^{-1} &= \left[I + A\tau + \frac{(A\tau)^2}{2!} + \dots + \frac{(A\tau)^k}{k!} - I \right] A^{-1} = \\
&= I\tau + \frac{A\tau^2}{2!} + \frac{A^2\tau^3}{3!} + \dots + \frac{A^{k-1}\tau^k}{k!} = \\
&= \tau \left[I + \frac{A\tau}{2!} + \frac{(A\tau)^2}{3!} + \dots + \frac{(A\tau)^{k-1}}{k!} \right] \\
&= \tau \sum_{l=1}^{\infty} \frac{(A\tau)^{k-l}}{k!} \tag{133}
\end{aligned}$$

Uma vez que esta série é similar a usada para o cálculo de $e^{A\tau}$, um programa para computador pode calcular as duas matrizes simultaneamente uma vez que o k-ésimo termo da série que determina a matriz $(e^{A\tau} - I)A^{-1}$, iguala-se ao k-ésimo menos um termo da série que determina a matriz $e^{A\tau}$ multiplicado por (τ/k) .

No programa Matexp a matriz $e^{A\tau}$ é chamada de matriz C enquanto que a matriz $(e^{A\tau} - I)A^{-1}$ é denominada matriz HP.

Duas características no entanto devem ser enfatizadas com relação ao método da matriz exponencial:

- 1 - Matrizes exponenciais podem ser computadas por aproximação em série à praticamente qualquer precisão desejada. Logo para sistemas homogêneos e para não homogêneos nos quais as funções forçantes permaneçam constantes no intervalo de computação, as soluções são virtualmente exatas.
- 2 - O vetor solução pode ser calculado em intervalos de tempo (τ) sucessivos através das relações.

$$X(\tau) = C \cdot y(0) + HP Z(0)$$

$$X(2\tau) = C \cdot y(\tau) + HP Z(\tau) \quad (134)$$

A.3 - Métodos para Solução de Equações Diferenciais não Lineares ou com Coeficientes Variáveis no Tempo através do Código Matexp

Verificou-se que este código pode fornecer soluções exatas para sistemas com coeficientes constantes, homogêneos ou não homogêneos nos quais as funções forçantes sejam constantes.

Caso as excitações externas sejam funções contínuas, o código também pode ser utilizado, aplicando-se a aproximação por sucessão de degraus. No entanto a precisão da solução obtida com esta aproximação vai depender de quão válido seja este procedimento para com as funções existentes.

Da mesma forma no caso de coeficientes variáveis no tempo ou de equações não lineares, as variações na matriz A também podem ser aproximadas por sucessão de degraus.

Porém, caso a matriz A seja variável, as matrizes exponenciais (C e HP) terão de ser reavaliadas a cada intervalo computacional. Embora este processo seja eficiente para sistemas de poucas equações (~10 ou menos), em sistemas maiores o tempo de processamento torna-se excessivo.

Um método mais eficiente para contornar este problema está em modificar o vetor função forçante de tal forma a compen

sar as variações nos coeficientes e as não linearidades enquanto as matrizes A, C e HP permanecem constantes conforme esquema da figura abaixo

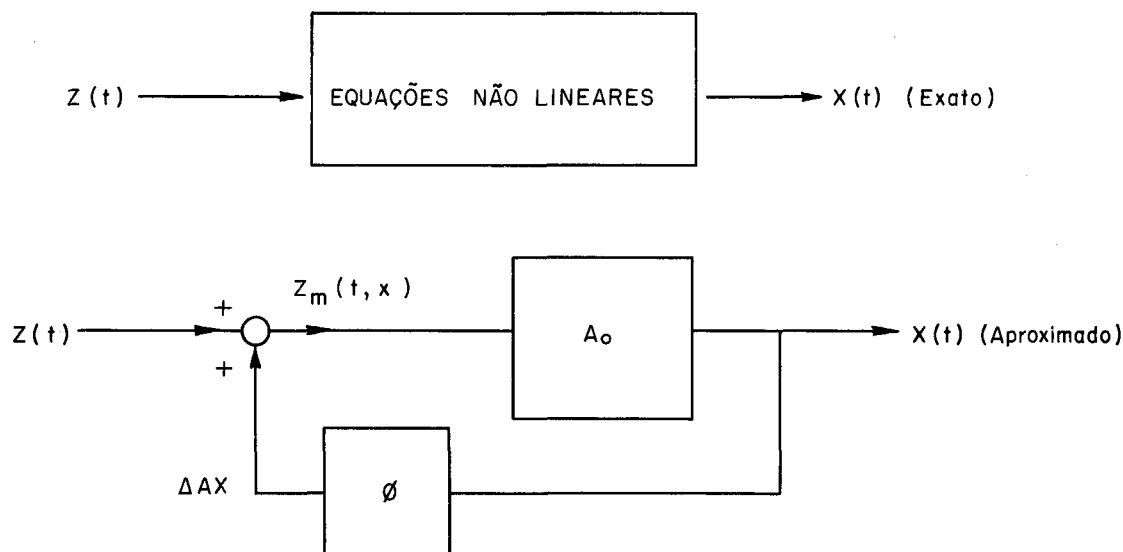


FIGURA A.1

Cada nova componente do vetor função forçante é calculada adicionando-se a anterior toda a perturbação existente nos coeficientes da matriz A na linha que lhe é correspondente.

Por exemplo considere a seguinte linha do sistema:

$$\frac{dx_1}{dt} = a_{11}(t) + a_{12}x_2 + a_{13}(t)x_3 + z(t) \quad (135)$$

onde

$a_{11}(t)$, $a_{13}(t)$ e $z(t)$ são variáveis e a_{12} é constante

Seja

$$a_{11}(t) = (a_{11})_0 + a'_{11}(t) \quad (136)$$

$$a_{13}(t) = (a_{13})_0 + a'_{13}(t) \quad (137)$$

Substituindo (13) e (13) em (13) vem:

$$\frac{dx_1}{dt} = (a_{11})_0 x_1 + a_{12} x_2 + (a_{13})_0 x_3 + z(t) + \underbrace{a'_{11}(t) x_1 + a'_{13}(t) x_3}_{Z_M(t,x)}$$

E assim a função Z_M pode ser aproximada por uma sucessão de degraus.

Para o caso em que os coeficientes e/ou funções forçantes são funções conhecidas do tempo, maior precisão (para um dado do intervalo computacional τ) é obtida utilizando-se valores médios no intervalo, em vez de valores iniciais para as funções em consideração.

Aproximações de primeira ordem para os valores médios podem ser obtidas calculando-se as funções e coeficientes no instante $(t+\tau/2)$ em vez do instante (t) . Extrapolações de primeira ordem para os valores médios do vetor solução X também devem ser usados onde os coeficientes forem funções de X , conforme mostrado na figura a seguir.

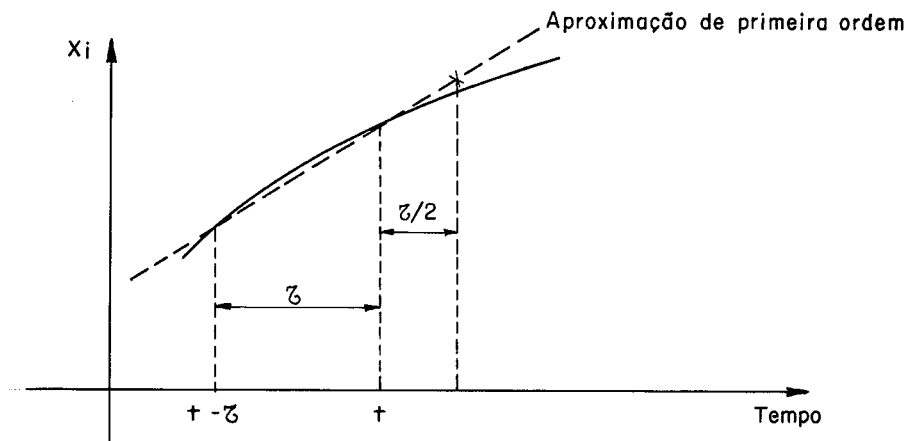


FIGURA A.2

$$x_i(t+\tau/2) \cong x_i(t) + \frac{x_i(t) - x_i(t-\tau)}{2} \quad (138)$$

A única maneira de fazer com que a solução obtida seja acurada, é dividindo o intervalo computacional τ até que novas reduções não apresentem diferenças significativas nas soluções obtidas.

A. - Estrutura Básica do Código Matexp

As principais partes do código são o programa principal, a subrotina usada para impressão, OUTPUT e a subrotina para o cálculo de funções forçantes, DISTRB.

Outras subrotinas auxiliares também são oferecidas na versão básica, dentre as quais salienta-se a subrotina VARCO que realiza a extrapolação de primeira ordem para os valores médios do vetor solução X no instante $(t+\tau/2)$.

Para maiores detalhes quanto a estrutura e utilização sugere-se consultar a referência (1).

APÊNDICE B

B - Correlações e Propriedades dos Materiais

As correlações aqui fornecidas foram obtidos a partir de dados tabelados ou gráficos para os quais foram elaboradas funções interpoladoras baseadas no princípio dos mínimos erros médios quadraticos (vide referência(8)).

B.1 - Coeficiente de Temperatura do Moderador⁽⁴⁾

$$\frac{\partial \rho}{\partial T_M} = 1.8 \times 10^{-5} (-2.106 \times 10^{-4} T_M^2 + 1.946 \times 10^{-2} T_M + 1.134) \text{ PCM/}^\circ\text{C}$$

B.2 - Coeficiente de Temperatura Doppler⁽⁴⁾

$$\frac{\partial \rho}{\partial T_{\text{eff}}} = 1.8 \times 10^{-5} (-2.16 \times 10^{-6} T_{\text{eff}}^2 + 4.3030 \times 10^{-3} T_{\text{eff}} - 3.4428) \text{ PCM/}^\circ\text{C}$$

B.3 - Densidade do gás hélio⁽⁹⁾

$$\rho_{\text{He}} = 239.5388 \times 10^{-5} (T + 273.15)^{-0.9994} \text{ kg/cm}^3$$

B.4 - Calor Específico do Zircalloy-2⁽²²⁾

$$C_{pR}(T) = 208.170 T^{0.082} \text{ J/kg}^\circ\text{C}$$

B.5 - Calor Específico da Água⁽¹⁸⁾

$$C_{pw}(T) = 8269.364 - 43.04T + 0.11422T^2 \text{ J/kg}^\circ\text{C}$$

B.6 - Densidade da Água⁽¹⁸⁾

$$\rho_w(T) = 9.700158 \times 10^{-4} + 4.346283 \times 10^{-7} - 3.798819 \times 10^{-9} T^2 \quad \text{kg/cm}^3$$

B.7 - Coeficiente de Transmissão de Calor Dittus-Boelter⁽²⁾

$$h_{DB}(T, v, d) = 7.570998 \times 10^{-3} \left[1.30976 + 1.6848 \times 10^{-2} \times \right. \\ \left. \times T - 3.24 \times 10^{-5} T^2 \right] \frac{v^{0.8}}{d^{0.2}} \quad \text{W/cm}^2\text{°C}$$

B.8 - Temperatura de Saturação da Água em Função da Pressão⁽²¹⁾

$$T_{\text{sat}}(P) = 104.515 \cdot P^{0.236} \quad \text{°C}$$

$$40 \leq P \leq 225.65 \quad \text{kgf/cm}^2$$

B.9 - Volume Específico do Líquido Saturado em Função da Pressão⁽²¹⁾

$$v_w(P) = 0.0013 \quad \text{m}^3/\text{kg}$$

$$P < 70 \quad \text{kgf/cm}^2$$

$$v_w(P) = 0.0014 \quad \text{m}^3/\text{kg}$$

$$70 \leq P \leq 100 \quad \text{kgf/cm}^2$$

$$v_w(P) = 1.00221 \times 10^{-3} e^{3.247 \cdot P} \quad \text{m}^3/\text{kg}$$

$$100 < P \leq 200 \quad \text{kgf/cm}^2$$

B.10 - Volume Específico do Vapor Saturado em Função da Pressão⁽²¹⁾

$$v_s(P) = 2.378 \cdot P^{-1.043} \quad \text{m}^3/\text{kg}$$

$$40 \leq P \leq 50 \quad \text{kgf/cm}^2$$

$$v_s(P) = 3.277 \cdot P^{-1.123} \quad \text{m}^3/\text{kg}$$

$$50 < P \leq 100 \quad \text{kgf/cm}^2$$

$$v_s(P) = 5.3568 \times 10^{-2} \cdot e^{-1.0739 \times 10^{-2} \cdot P} \quad \text{m}^3/\text{kg}$$

$$100 < P \leq 200 \quad \text{kgf/cm}^2$$

B.11 - Entalpia da Água Saturada em Função da Pressão⁽²¹⁾

$$h_{\text{sat}}(P) = 92.246 \cdot P^{0.279} \times 4184 \quad \text{J/kg}$$

$$40 \leq P \leq 100 \quad \text{kgf/cm}^2$$

$$h_{\text{sat}}(P) = 71.884 \cdot P^{0.333} \times 4184 \quad \text{J/kg}$$

$$100 < P \leq 160 \quad \text{kgf/cm}^2$$

$$h_{\text{sat}}(P) = 262.797 \cdot e^{2.476 \times 10^{-3} \cdot P} \times 4184 \quad \text{J/kg}$$

$$160 < P \leq 200 \quad \text{kgf/cm}^2$$

Obs: O fator 4184 converte de Kcal para Joules.

B.12 - Entalpia do Vapor Saturado em Função da Pressão⁽²¹⁾

$$h_v(P) = (676.705 - 0.179.P) \times 4184 \quad \text{J/kg}$$

$$40 \leq P \leq 50 \quad \text{kgf/cm}$$

$$h_v(P) = (684.436 - 0.322.P) \times 4184 \quad \text{J/kg}$$

$$50 < P \leq 95 \quad \text{kgf/cm}^2$$

$$h_v(P) = 706.793 e^{-8.05 \times 10^{-4} \cdot P} \times 4184 \quad \text{J/kg}$$

$$95 < P \leq 140 \quad \text{kgf/cm}^2$$

$$h_v(P) = 763.838 e^{-1.3326 \times 10^{-3} \cdot P} \times 4184 \quad \text{J/kg}$$

$$140 < P \leq 200 \quad \text{kgf/cm}^2$$

Obs: O fator 4184 converte de Kcal para Joules.

B.13 - Condutividade Térmica do Hélio a 50 atm⁽⁹⁾

$$K_{\text{He}}(T) = 1.5964 \times 10^{-3} + 2.6923 \times 10^{-6} T \quad \text{W/cm}$$

B.14 - Condutividade Térmica do UO₂⁽⁴⁾

$$k(T) = \frac{1}{11.8 + 0.0238T} + 8.775 \times 10^{-13} T^3 \quad \text{W/cm}$$

B.15 - Densidade do UO_2 ⁽¹⁰⁾

$$\rho_{\text{UO}_2} \cong 0.0105 \text{ kg/cm}^3$$

B.16 - Densidade do Zircalloy-2 ⁽¹⁰⁾

$$\rho_z \cong 6.552 \times 10^{-3} \text{ kg/cm}^3$$

B.17 - Calor Específico do UO_2 ⁽²²⁾

$$c_{\text{pf}} \cong 247.041 \text{ J/kg}^\circ\text{C}$$

B.18 - Calor Específico do Gás Hélio (50 aTm)

$$c_{\text{pHe}} \cong 5171 \text{ J/kg}^\circ\text{C}$$

B.19 - Densidade do Inconel ⁽²²⁾

$$\rho_{\text{INC}} \cong 8.025 \times 10^{-3} \text{ kg/cm}^3$$

8.20 - Calor Específico do Inconel ⁽²²⁾

$$c_{\text{pm}} \cong 540 \text{ K/kg}^\circ\text{C}$$

APÉNDICE C

Características Gerais

- Raio da Pastilha de UO_2	0.40132	cm
- Espessura da folga	0.01651	cm
- Espessura do revestimento	0.05715	cm
- Comprimento do Elemento combustível	365.76	cm
- Passo entre elementos	1.3	
- Potência térmica gerada	1876	MW _t
- N ^o de elementos combustíveis	28435	
- Densidade linear de potência por elemento combustível	180.38	W/cm
- Comprimento de um tubo do gerador de vapor	1604.14	cm
- Diâmetro interno da tubulação do gerador de vapor	1.69	cm
- N ^o de tubos do gerador de vapor	4674	
- Diâmetro externo da tubulação do gerador de vapor	1.91	cm
- Área total de transferência de calor no gerador de vapor	44872168.32	cm ²
- Área transversal efetiva do núcleo	24526403	cm ²
- Área equivalente do plenum superior do reator	61903.86	cm ²
- Comprimento equivalente do plenum superior do reator	299.62	cm
- Área equivalente da perna quente	4254.96	cm ²
- Comprimento equivalente da perna quente	519.1	cm

- Área equivalente das camaras do Gerador de vapor	22284.75	cm ²
- Comprimento equivalente das camaras do gerador de vapor	212.75	cm
- Área equivalente da perna fria (da saída da camara fria do gerador de vapor ao plenum inferior do reator sem a bomba)		
1 ^a secção	1868.12	cm ²
2 ^a secção	3827.61	cm ²
3 ^a secção	24154.79	cm ²
4 ^a secção	15496.23	cm ²
- Comprimento equivalente da perna fria (da saída da camara fria do gerador de vapor ao plenum inferior do reator sem a bomba)		
1 ^a secção	880.08	cm
2 ^a secção	409.85	cm
3 ^a secção	209.50	cm
4 ^a secção	457.38	cm
- Área equivalente da bomba	3826.40	cm
- Comprimento equivalente da bomba	581.67	cm
- Área equivalente do plenum inferior	60492.55	cm ²
- Comprimento equivalente do plenum inferior	268.22	cm
- Tempo de geração de neutrons rápidos	1.74x10 ⁻⁵	seg

- Vazão no núcleo	8555.4	kg/seg
- Energia média liberada por fissão	202.5	Mev

APÊNDICE D

C THIS PROGRAM CALCULATES THE SOLUTION OF A MATRIX OF FIRST
 C ORDER, SIMULTANEOUS DIFFERENTIAL EQUATIONS W/ CONSTANT COEFFICIENT
 C OF THE FORM $DX/DT = AX + Z$

C THE METHOD IS PAYNTER-S MATRIX EXPONENTIAL METHOD

C THE SOLUTION IS GIVEN FOR INCREMENTS OF THE INDEPENDENT
 C VARIABLE (T) FROM TZERO THROUGH TMAX

C COMPUTES MATRICES $C = \exp(A*T)$ AND
 C $HP = (C-I)*A$ INVERSE
 C SOLUTION $X(N*T) = C*X((N-1)*T) + HP*Z((N-1)*T)$
 C SERIES CALCULATION OF C AND HP MONITORED TO ASSURE
 C SPECIFIED SIGNIFICANCE

C IF T IS REDUCED FOR C AND HP CALCS.,

C ORIGINAL ARGUMENTS ARE RESTORED BY

C $C(2*T) = C(T)*C(T)$

C $HP(2*T) = HP(T) + C(T)*HP(T)$

C OUTPUT FROM THE PROGRAM IS PRINTED AT INTERVALS PLTINC
 C THE PROGRAM USES SUBROUTINES DISTRB AND OUTPUT

C INPUT FOR THE PROGRAM CONSISTS OF

C ONE CONTROL CARD

C THE COEFFICIENT MATRIX A (UP TO 60X60)

C THE INITIAL CONDITION VECTOR X

C A FIXED DISTURBANCE VECTOR Z

C A VARYING Z CAN BE GENERATED BY DISTRB
 C VARIABLE COEFFICIENT EQUATIONS MAY BE SOLVED BY APPROPRIATE
 C FUDGING OF THE DISTURBANCE FUNCTION SUBROUTINE

C CONTROL CARD INPUT INFORMATION

C NE= NO. OF EQUATIONS (I2)

C LL= COEFF. MATRIX TAG NO. (I2)

C P= PRECISION OF C AND HP (F10.0) - RECOMMEND 1.0E-6 OR LESS

C TZERO= ZERO TIME (F10.0)

```

C      T= COMPUTATION TIME INTERVAL (F10.0)
C      TMAX= MAXIMUM TIME (F10.0)
C      PLTINC= PRINTING TIME INTERVAL (F10.0)
C      MATYES= COEFF. MATRIX (A) CONTROL FLAG (I2)
C      1= USE PREVIOUS A AND T
C      2= READ NEW COEFF. TO ALTER A
C      3= READ ENTIRE NEW A (NON ZERO VALUES)
C      4= DISTRB TO CALC. ENTIRE NEW A
C      5= READ SOME, DISTRB TO CALC. OTHERS
C      6= DISTRB TO ALTER SOME A ELEMENTS
C      ICSS = INITIAL CONDITION VECTOR (XIC) FLAG (I2)
C      1= READ IN ALL NEW NON-ZERO VALUES
C      2= READ NEW VALUES TO ALTER PREVIOUS VECTOR
C      3= USE PREVIOUS VECTOR
C      4= VECTOR = 0
C      5= USE LAST VALUE OF X VECTOR FROM PREVIOUS RUN
C      JFLAG= FORCING FUNCTION (Z) FLAG(I2)
C      1 THRU 4 = SAME AS FOR ICSS FOR CONSTANT Z
C      5= CALL DISTRB AT EACH TIME STEP FOR VARIABLE Z
C      ITMAX= MAX. NO. OF TERMS IN SERIES APPROX.
C      OF EXP(AT). (I3)
C      LASTCC= NON ZERO FOR LAST CASE (I1)
C      I1Z= ROW NO. OF Z IF ONLY ONE NON ZERO ,
C      OTHERWISE = 0 (I2)
C      ICONTR - PCR INTERNAL CONTROL OPTIONS (I2)
C      0= READ NEW CONTROL CARD FOR NEXT CASE
C      1= GO TO 212 CALL DISTRB FOR NEW A OR T
C      -1= GO TO 215 CALL DISTRB FOR NEW INITIAL CONDITIONS.
C      VAR= MAX. ALLOWABLE VALUE OF LARGEST COEFF. MATRIX ELEMENT* T
C      (RECOMMEND VAR= 1.0) (F6.0)
C
C      DIMENSION A(60,60),C(60,60),HP(60,60),OPT(60,60),
C      1 X(60),Y(60),Z(60),XIC(60),TOP(60)
C
C      COMMON C,HP,A,OPT,X,Z,Y,ITMAX,KK,LL,MM,
C      1 JJFLAG,XIC,NI,TIME,TMAX,TZERO,NE,TOP,T,
0001
0002

```

```

0003      2 I1Z, ICONTR, PLTINC, MATYES, ICSS, JFLAG, PLT, NV,
          3 MF1, MF2, MFO, MR, MM1, REATF1, REATM1, CT, VZT
          EXTERNAL CP, CP1, CPR, GONDUT, F, REATF, REATH, VL, VV, HSAT, HV, TSA, T, DHE,
          1 PW, DW, HDB, VLL, VVL, HSATL, HVL, DWL, REATEX, WSGV
          C
          C
          C      K = CASE NUMBER
          C      NI=0 ON 1-ST PASS. SET TO 1 ON FIRST CALL OF OUTPUT
          C
          C      K=1
          C      NI=0
          C
          C      1 READ(5, 100) NE, LL, P, TZERO, T, TMAX, PLTINC, MATYES, ICSS,
          1 JFLAG, ITHAX, LASTCC, I1Z, ICONTR, VAR
          C      100 FORMAT (2(I2, 3X), 5E10.0, 3I2, I3, I1, 2I2, F6.0)
          C
          C      COEFFICIENT MATRIX INPUT
          C
          C      2 GO TO (3, 99, 2, 2, 2, 3), MATYES
          C      DO 90 I=1, 60
          C      DO 90 J=1, 60
          C      A(I, J)=0.0
          C      CONTINUE
          C      90 CONTINUE
          C      IF(MATYES-4) 99, 3, 99
          C      99 DO 91 I=1, 1379
          C
          C      MATRIX ELEMENTS 5 (ROW, COLUMN, VALUE)
          C      ALL I AND J ENTRIES ON CARD MUST BE NON ZERO
          C      A BLANK CARD IS REQUIRED AFTER ALL ELEMENTS ARE READ IN
          C
          C      101 READ (5, 101) I1, J1, D1, I2, J2, D2, I3, J3, D3, I4, J4, D4
          C      FORMAT (4(2I3, E12.3))
          C      IF(I1) 3, 3, 92
          C      A(I1, J1)=D1
          C      92 A(I2, J2)=D2
          C      A(I3, J3)=D3
          C      A(I4, J4)=D4

```

```

0023          91 CONTINUE
C
C          INITIAL CONDITION VECTOR XIC INPUT
C
0024          3 GO TO (4,120,6,5,6), ICSS
0025          4 DO 93 I=1, NE
0026            XIC(I) =0.0
0027          93 CONTINUE
0028          120 DO 94 I=1, 15
C
C          ALL ROW (I) ENTRIES MUST BE NON ZERO
C          A BLANK CARD IS REQUIRED AFTER ALL ELEMENTS ARE READ IN
C
0029          READ (5,95) MM,I11,D11,I12,D12,I13,D13,I14,D14,I15,D15
0030          95 FORMAT (I2,5(I3,E12.3))
0031          IF (I11) 6,6,96
0032          XIC(I11)=D11
0033          XIC(I12)=D12
0034          XIC(I13)=D13
0035          XIC(I14)=D14
0036          XIC(I15)=D15
0037          94 CONTINUE
C
0038          5 MM=0
0039          DO 7 I=1, NE
0040            XIC(I)=0.0
0041          7 CONTINUE
0042          IF(ICSS-5) 81, 214, 81
0043          81 DO 82 I=1, NE
0044            X(I)=XIC(I)
0045          82 CONTINUE
0046          DO 1000 ILA = 1, NE
0047            WRITE (6,2000) XIC(ILA)
0048          2000 FORMAT (10X,F10.3)
0049          1000 CONTINUE
0050          IF (MATYES-3) 213, 213, 212
0051          212 CALL DISTRB (CP,CP1,CPR,CONDUT,F,REATF,REATN,VL,VV,HSAT,HV,TSAT,
          * DHE,PW,DW,HDB,VLL,VVL,HSATL,HVL,DWL,REATEX,WSGV)

```

```

0052      213 JJFLAG=0
C
C      OPTMP = MAX PERMISSIBLE ELEMENT OF OPT FOR 8 DECIMAL COMPUTER
C      MATRIX CALC. LOSES SIGNIFICANCE IF LARGEST ELEMENT IN SERIES
C      APPROX. MATRIX OPT IS GREATER THAN P*1.0E8
C
0053      OPTMP=P*1.0E8
0054      WRITE (6,211) K,NE,P,T,
0055      1 PLTINC, MATYES,ICSS,JFLAG,ICONTR,ITMAX,I1Z,VAR,OPTMP
211      FORMAT (12H1MATEXP CASE,I3/17H NO. OF EQUATIONS,
1      I3/20H SPECIFIED PRECISION,F12.8/6H TIME,
2      8HINTERVAL,F18.8/15H PLOT INCREMENT,F17.8//
3      16H CONTROL FLAGS -/1H ,5X,6HMATYES,I4/1H ,
4      5X,4HICSS,I6/1H ,5X,5HJFLAG,I5/1H ,5X,6HICONTR,I4/
5      34HOMAX. TERMS IN EXPONENTIAL APPROX.,I5/
6      13H SINGLE Z ROW,I4/20H MAX. ALLOWABLE A*DT,F9.3/
7      27H MAX. ALLOWABLE OPT ELEMENT,F11.3)
C
0056      PLTINC=PLTINC*0.9999
C
0057      JFK=0
0058      IF (MATYES-1) 20,20,806
C
C      SCAN MATRIX FOR MAX. AND MIN. NON ZERO ELEMENTS
C
0059      806 IMAX=1
0060      JMAX=1
0061      AMAX= ABS(A(1,1))
0062      DO 401 I=1,NE
0063          DO 401 J =1,NE
0064              IF (AMAX-ABS(A(I,J))) 402,401,401
0065                  AMAX= ABS (A(I,J))
0066                  IMAX=I
0067                  JMAX= J
0068              CONTINUE
0069      CONTINUE
0070      IMIN=IMAX
0071      JMIN=JMAX
0072      AMIN= AMAX

```

```

0073 DO 409 I=1,NE
0074 DO 409 J=1,NE
0075 IF(A(I,J)) 407,409,407
0076 IF(ABS(A(I,J))-AMIN) 408,409,409
0077 AMIN=ABS(A(I,J))
0078 IMIN=I
0079 JMIN=J
0080 CONTINUE
0081 CONTINUE
0082 RATIO=AMAX/AMIN
C
C AMIN= MINIMUM NON ZERO ELEMENT
C
0083 ISTOP=0
0084 ADT=AMAX*T
0085 DO 403 I=1,11
0086 IF(VAR-ADT) 413,404,404
0087 ISTOP=ISTOP+1
0088 ADT=ADT*.5
0089 CONTINUE
0090 T=ADT/AMAX
C
C COMPUTATION INTERVAL T IS HALVED ISTOP
C TIMES (20=MAX) SO MAX. ELEMENT IN A*T
C IS LESS THAN VAR.
C
0091 WRITE (6,405) IMAX,JMAX,A(IMAX,JMAX),ADT,T,
1 IMIN,JMIN,A(IMIN,JMIN),RATIO
0092 FORMAT(31HOMAX.COEFF. MATRIX ELEMENT = A(,I2,1H,,I2,3H) =,
1 E15.4/13H MAX. A*DT = ,F12.8,2X,14HWITH DELTA T =,F15.8/
2 30HMINIMUM NON ZERO ELEMENT = A(,I2,1H,,I2,3H) =,E15.4/
3 19H RATIO AMAX/AMIN =,E15.4)
C
0093 IF(ISTOP-20)8,410,410
0094 WRITE (6,411)
0095 FORMAT (34H0A*DT STILL GREATER THAN ALLOWABLE,
1 19H AFTER 10 HALVINGS.)
C

```

```

0096      GO TO 37
C
C      CALCULATION OF MATRIX EXPONENTIALS C AND HP
C
0097      DO 9 I=1,60
0098      DO 9 J=1,60
0099      C(I,J)=0.0
0100      CONTINUE
0101      CONTINUE
C
0102      DO 10 I=1,NE
0103      C(I,I)=1.
0104      CONTINUE
C
0105      DO 49 I=1,60
0106      DO 49 J=1,60
0107      HP(I,J)=0.0
0108      CONTINUE
0109      CONTINUE
C
C      SKIP HP CALCS. FOR HOMOGENEOUS EQUATIONS
C
0110      IF(JFLAG-4) 48,51,48
0111      DO 50 I=1,NE
0112      HP(I,I)=T
0113      CONTINUE
0114      PR=0.0
0115      DO 11 I=1,NE
0116      DO 11 J=1,NE
0117      QPT(I,J)=C(I,J)
0118      CONTINUE
0119      CONTINUE
C
C      NOW FORM THE MATRIX EXPONENTIALS C=EXP(A*T), HP((C-I)*A INVERSE)
C
0120      AL=1.0
0121      DO 16 KL= 1,ITMAX
0122      KLM=KL

```



```

0123 ALL=T/AL
0124 AL=AL+1.0
0125 TALLL=T/AL
0126 DO 18 I=1, NE
0127   DO 13 J=1, NE
0128     TOP(J)=0.0
0129     DO 13 KX=1, NE
0130       TOP(J)= TOP(J) + OPT(I, KX) * A(KX, J)
0131     CONTINUE
0132   CONTINUE
0133   DO 18 J=1, NE
0134     OPT(I, J) = TOP(J) * ALL
0135   CONTINUE
0136 CONTINUE
13
C
C
C
0137 OPT=MATRIX TERM IN SERIES APPROX. = ((A*T)**K) / K FACTORIAL
C
C
C
0137 DO 44 I=1, NE
0138   DO 44 J=1, NE
0139     C(I, J) = C(I, J) + OPT(I, J)
0140   CONTINUE
0141 CONTINUE
0142 IF (JFLAG-4) 45, 47, 45
0143 IF (ITMAX-KL) 47, 47, 145
0144 DO 46 T = 1, NE
0145   DO 46 J=1, NE
0146     HP(I, J) = HP(I, J) + OPT(I, J) * TALLL
0147   CONTINUE
0148 CONTINUE
44
45
145
46
C
C
C
C
C
C
C
0149 PHK= ABS (OPT(IMAX, JMAX))
0150 IF (OPTMP-PMK) 83, 83, 502
0151 IF (PMK-P) 406, 406, 16
C

```

```

0152 C          C          SCAN OTHER OPT ELEMENTS ONLY WHEN QPT(IMAX,JMAX) IS LESS THAN P
0153 C
0154 C          DO 14 I=1,NE
0155 C             DO 14 J=1,NE
0156 C                PMK=AMAX1(PMK,ABS(QPT(I,J)))
0157 C                CONTINUE
          14 CONTINUE
             IF (PMK-P) 17,17,16
C
C          PRESENT MAX. OPT ELEMENT SHOULD BE LESS THAN
C          HALF PREVIOUS MAX. TO INSURE CONVERGENCE
C
0158 C          17 IF (PE-2.*PMK) 16,21,21
0159 C          16 PE=PMK
0160 C          CONTINUE
C
0161 C          21 WRITE (6,200) KLM
0162 C          200 FORMAT (44HONO. OF TERMS IN SERIES APPROX. OF MATEXP = ,I2)
0163 C          IF (ITMAX-1) 20,20,538
0164 C          538 IF (KLM-ITMAX) 414,83,83
0165 C          83 T=T*0.5
0166 C          JFK=JFK+1
0167 C          IF (JFK-7) 303,304,304
0168 C          304 WRITE (6,305) PMK
0169 C          305 FORMAT (32H07 TRIES AT HALVING T N.G., PMK=,F12.6)
0170 C          GO TO 37
0171 C          303 WRITE (6,210) KLM,PMK,T
0172 C          210 FORMAT (21HOMAX. ELEMENT IN TERM,I3,8HOF QPT =,E11.3/
          1 35H TRY HALVED TIME INTERVAL DELTA T =,F15.8)
          GO TO 8
          414 ISTOP= ISTOP + JFK
C
C          ORIGINAL ARGUMENTS OF C AND HP MATRICES RESTORED IF ISTOP GREATER
C          THAN ZERO
C
0175 C          IF (ISTOP) 20,20,416
0176 C          416 WRITE (6,415) ISTOP
0177 C          415 FORMAT (26HOTAL NO. OF T HALVINGS =,I3)

```

```

0178 DO 417 KR=1,ISTOR
0179 IF (JFLAG-4) 419,418,419
C
C SKIP HP CALCS. FOR HOMOGENEOUS EQUATIONS
C
0180 DO 420 I=1,NE
0181 DO 421 J=1,NE
0182 TOP(J)=0.0
0183 DO 421 KX=1,NE
0184 OX1 = ABS(HP(I, KX))
0185 OX2 = ABS(C(KX, J))
0186 IF(OX1.LE.0.0) OX1 = 1.0
0187 IF(OX2.LE.0.0) OX2 = 1.0
0188 OX = ALOG10(OX1) + ALOG10(OX2)
0189 IF (OX.LE.-77.) GO TO 999
0190 TOP(J)=TOP(J) + HP(I, KX)*C(KX, J)
0191 GO TO 421
0192 TOP(J) = TOP(J) + 0.0
0193 CONTINUE
0194 CONTINUE
0195 DO 420 J=1,NE
0196 HP(I, J)=TOP(J)+HP(I, J)
0197 CONTINUE
0198 CONTINUE
C
0199 DO 430 I=1,NE
0200 DO 430 J=1,NE
0201 QPT(I, J)=0.0
0202 CONTINUE
0203 CONTINUE
0204 DO 431 I=1,NE
0205 DO 431 J=1,NE
0206 DO 431 KX =1,NE
0207 OX1 = ABS(C(I, KX))
0208 OX2 = ABS(C(KX, J))
0209 IF(OX1.LE.0.0) OX1 = 1.0
0210 IF(OX2.LE.0.0) OX2 = 1.0
0211 OX = ALOG10(OX1) + ALOG10(OX2)
0212 IF (OX.LE.-77.) GO TO 998

```

```

0213 OPT(I,J)= OPT(I,J) + C(I,KX) *C(KX,J)
0214 GO TO 431
0215 OPT(I,J) = OPT(I,J) + 0.0
0216 CONTINUE
0217 CONTINUE
0218 CONTINUE
0219 DO 432 I = 1, NE
0220 DO 432 J=1, NE
0221 C(I,J) = OPT(I,J)
0222 CONTINUE
0223 CONTINUE
0224 T=2.0*T
0225 CONTINUE

C
C C(I,J) IS THE MATRIX EXPONENTIAL C=EXP(A*T)
C AND HP(I,J) IS THE (C-I)*A INVERSE) MATRIX
C NOW WE READ (OR CALL SUBROUTINE FOR) DISTURBANCE VECTOR
C
0226 TIME = TZERO
0227 PLT=0.0
0228 GO TO (26, 121, 27, 25, 55), JFLAG
0229 IF(MATYES-3) 215, 215, 27
0230 CALL DISTRB (CP, CP1, CPR, CONDUCT, F, REATF, REATH, VL, VV, HSAT, HV, TSAT,
* DHE, PW, DW, HDB, VLL, VVL, HSATL, HVL, DWL, REATEX, WSGV)
0231 I12= I1Z
0232 GO TO 27
0233 DO 97 I=1, NE
0234 Z(I)=0.0
0235 CONTINUE
0236 DO 98 I=1, 15

C
C ALL ROW (I) ENTRIES MUST BE NON ZERO
C A BLANK CARD IS REQUIRED AFTER ALL ELEMENTS ARE READ IN
C
0237 READ (5, 95) KK, I21, D21, I22, D22, I23, D23, I24, D24, I25, D25
0238 IF (I21) 27, 27, 78
0239 Z(I21)=D21
0240 Z(I22)=D22
0241 Z(I23)=D23
0242 Z(I24)=D24

```

```

0243      Z(I25)=D25
0244      CONTINUE
0245      KK=0.0
0246      DO 28 I=1,NE
0247      Z(I)= 0.0
0248      CONTINUE

C
C      ON FIRST CALL OF OUTPUT NI SET TO 1
C
C      CALL OUTPUT
C
C      NOW COMES THE EQUATION SOLUTION BASED ON
C      X(NT) = M*X(NT-1) + ((N-I)A INV,)*Z(NT-1)
C
0250      IF (JFLAG-4) 29,54,56
0251      DO 53 I=1,NE
0252      Y(I) =C(I,1)*X(1)
0253      DO 53 J =2,NE
0254      Y(I)=Y(I) + C(I,J)*X(J)
0255      CONTINUE
0256      CONTINUE
0257      IF (I1Z) 52,52,702
0258      IF (JJFLAG) 30,29,30
0259      CALL DISTRB (CP,CP1,CPR,CONDUT,F,REATF,REATM,VL,VV,HSAT,HV,TSAT,
* DHE,PW,DW,HDB,VLL,VVL,HSATL,HVL,DWL,REATEX,WSGV)
0260      IF(I1Z) 700,700,54

C
C      ONLY ONE Z-TERM CALC. IF I1Z IS GREATER THAN ZERO
C
0261      DO 703 I=1,NE
0262      Y(I)= Y(I) + HP(I,I1Z)*Z(I1Z)
0263      CONTINUE
0264      GO TO 52
0265      DO 32 I=1,NE
0266      Y(I)= C(I,1)*X(1) + HP(I,1)*Z(1)
0267      DO 32 J=2,NE
0268      Y(I)=Y(I) + C(I,J)*X(J) + HP(I,J)*Z(J)
0269      CONTINUE
0270      CONTINUE

```

```

0271 DO 31 I=1, NE
0272 X(I)= Y(I)
0273 CONTINUE
C
C ONE TIME INCREMENT OF THE SOLUTION HAS JUST BEEN FOUND
C NOW PLOT AND PRINT IF PLTINC INTERVAL HAS ELAPSED
C
0274 JJFLAG=1
0275 TIME= TIME + T
0276 PLT=PLT+T
0277 IF (PLT-PLTINC) 35,33,33
0278 CALL OUTPUT
0279 PLT=0.0
0280 IF (TIME-TMAX) 24,37,37
0281 IF (LASTCC) 40,34,40
0282 K= K+1
0283 NI=0
0284 PLT=0.0
0285 IF (ICONTR) 215,1,212
0286 STOP
0287 END
52 DO 31 I=1, NE
31 X(I)= Y(I)
CONTINUE
33 CALL OUTPUT
35 IF (TIME-TMAX) 24,37,37
37 IF (LASTCC) 40,34,40
34 K= K+1
NI=0
40 STOP
END

```

16/54/11

DATE = 80018

OUTPUT

FORTRAN IV S LEVEL 21

```

0001      SUBROUTINE OUTPUT
C
0002      DIMENSION A(60,60),C(60,60),HP(60,60),QPT(60,60),
C      1 X(60),Y(60),Z(60),XIC(60),TOP(60)
C
0003      COMMON C,HP,A,QPT,X,Z,Y,ITMAX,KK,LL,MM,
C      1 JFLAG,XIC,NI,TIME,TMAX,TZERO,NE,TQP,T,
C      2 I1Z,ICONTR,PLTINC,MATYES,ICSS,JFLAG,PLT,NV,
C      3 MP1,MP2,MFO,MR,MM1,REATF1,REATM1,CT,VZT
C
0004      IF(NI) 2,1,2
0005      NI=1
0006      NC=10
0007      DO 11 NCM=1,51,10
0008          WRITE(6,200) LL,((A(I,J),J=NCM,NC),I=1,NE)
0009          FORMAT(2H0A,12/(1H,1P10E11.3))
0010          IF(NE-NC) 10,10,11
0011          NC=NC+10
0012          CONTINUE
C
0013      NC=10
0014      DO 21 NCM=1,51,10
0015          WRITE(6,201) ((C(I,J),J=NCM,NC),I=1,NE)
0016          FORMAT(2H0C/(1H,1P10E11.3))
0017          IF(NE-NC) 20,20,21
0018          NC=NC+10
0019          CONTINUE
C
0020      NC=10
0021      DO 31 NCM=1,51,10
0022          WRITE(6,202) ((HP(I,J),J=NCM,NC),I=1,NE)
0023          FORMAT(3H0HP/(1H,1P10E11.3))
0024          IF(NE-NC) 2,2,31
0025          NC=NC+10
0026          CONTINUE
C

```

```

0027
0028
0029
0030
0031
0032
0033

2 WRITE (6,203) TIME, (X(I), I=1, NE)
203 FORMAT(4H0T =, 1P10.3, 4H X =,
          / (1H , 5X, 10E11.3))
          IF (JFLAG.NE.5) GO TO 30

C
204 WRITE (6,204) (Z(I), I=1, NE)
30 FORMAT(6H0Z = , 1P10E11.3 / (1H , 5X, 10E11.3))
30 RETURN
END

```



```

FORTRAN IV G LEVEL 21          DISTRB          DATE = 80018          16/54/11

0001      SUBROUTINE DISTRB (CP,CP1,CPR,CONDUT,F,REATF,REATM,VL,VV,HSAT,HV,
C          1  TSAT,DHE,PW,DW,HDB,VLL,VVL,VVL,HSATL,HVL,DWL,REATEX,WMSGV)
C
0002      DIMENSION A(60,60),C(60,60),HP(60,60),OPT(60,60),
C          1  X(60),Y(60),Z(60),XIC(60),TOP(60),XTR(60),U(10)
C
0003      COMMON C,HP,A,OPT,X,Z,Y,ITMAX,KK,LL,MM,
C          1  JJFLAG,XIC,NI,TIME,TMAX,TZERO,NE,TQP,T,
C          2  IIZ,ICONTR,PLTINC,MATYES,ICSS,JFLAG,PLT,NV,
C          3  MF1,MF2,MFO,MR,MM1,REATF1,REATN1,CT,VZT
C
0004      EXTERNAL CP,CP1,CPR,CONDUT,F,REATF,REATM,VL,VV,HSAT,HV,TSAT,DHE,
C          1  PW,DW,HDB,VLL,VVL,HSATL,HVL,DWL,REATEX,WMSGV
C
0005      REAL KCL,K1,K2,MF1,MF2,MFO,MR,MFP,LGV,MM1,NT,LUP,LHL,LCL1,LCL2,
C          *  LCL3,LCL4,LB,LIP,LPGV
C
0006      DOUBLE PRECISION AT,VC,K3,STR,WAF,WMSGV,WS
C
0007      DATA KCL,E0,G,CL,P,COMP/.13, .40132, .01651, .05715,
C          *  1.3, 365.76/
C
0008      DATA DF,DR,CPF,CPHE,K1,K2,LGV,DITGV,NT,AT,DETV,DINC,CPINC,
C          5  VC /0.0105,6.552E-3 ,247.041,5191.,0.50,0.50,1604.14,1.69,
C          6  4674.,44872168.32,1.91,8.025E-3 ,540.,8970776.98/
C
0009      DATA AEUP,LUP,AEHL,LHL,AEV,LPGV,AECL1,LCL1,AECL2,LCL2,AECL3,
C          7  LCL3,AECL4,LCL4,LB,AER,AEIP,LIP,XJ/61903.86,299.62,4254.96,
C          8  519.1,22284.75,212.75,4868.12,880.08,3827.61,409.85,24154.79,
C          9  290.50,15496.23,457.38,581.67,3826.4,60492.55,268.22,9.78E4/
C
0010      DATA K3,PNLFT,STR/0.056764067, 1.74E-5, 24526.40256/
C
0011      CALL VARCO (XTR,TX)
C
0012      IF (NI.EQ.0) VZT = 8555.4

```

```

0013 C CALL PRINC (CP,CP1,CONDUT,PW,F,HDB,XTR,TC,TEFF,TOUT1,TR,W,U,S1)
0014 C
      DVZT = (VC*(DW(XTR(11)) - DW(X(11))) + AEUP*LUP*(DW(XTR(20)) -
      * DW(X(20))) + AEGV*LPGV*(DW(XTR(22)) - DW(X(22))) + NT*LGV*DITGV
      * **2.*3.14/4.*(DW(XTR(12)) - DW(X(12))) + AEGV*LPGV*(DW(XTR(23))
      * - DW(X(23))) + (AECL1*LCL1 + AECL2*LCL2 + AECL3*LCL3 + AECL4*
      * LCL4 + LB*AEB) *(DW(XTR(24)) - DW(X(24))) +
      * AEIP*LIP*(DW(XTR(25)) - DW(X(25))) + AEHL*LHL*(DW(XTR(21)) -
      * DW(X(21)))/(0.5*T)
0015 C VZ = VZT/2.
0016 C
      MFP = 3.14*(DITGV**2.)/4.*LGV*DW(XTR(12))*NT
0017 C VFGV = VZ/(NT*DW(XTR(12)))*3.14*DITGV**2./4.)
0018 C STGV = 3.14/4.*DITGV**2.
0019 C IF(NI.NE.0) GO TO 1
0020 C
0021 C DETERMINACAO DE ALGUNS COEFICIENTES E
0022 C CONSTANTES NECESSARIOS A MATRIZ A E AO VETOR Z
0023 C
0024 C DO 5 I = 1,NE
0025 C Z(I) = 0.0
0026 C CONTINUA
0027 C REATP1 = 0.0
0028 C REATM1 = 0.0
0029 C A(1,1) = -0.0065/PNLT
0030 C A(2,1) = 1.001E-3/PNLT
0031 C A(3,1) = 3.8675E-3/PNLT
0032 C A(4,1) = 1.6315E-3/PNLT
0033 C MF1 = DF*3.14*(R0*1.4142/2.)**2.*COMP
0034 C A(7,7) = -U(1)*5.28*(R0*1.4142/2.)*COMP/(MF1*CPF)
0035 C A(7,8) = -A(7,7)
0036 C MF2 = DF*(R0**2. - (R0*1.4142/2.)**2.)*3.14*COMP
0037 C A(8,7) = U(1)*6.28*(R0*1.4142/2.)*COMP/(MF2*CPF)
0038 C A(8,8) = - (U(1)*6.28*(R0*1.4142/2.)*COMP + U(2)*6.28*R0*COMP) /
0039 C * (MF2*CPF)

```

```

0035 A(8,9) = U(2)*6.28*R0*COMP/(MF2*CPF)
0036 MFO = (R0+G)**2. = R0**2.)*3.14*COMP*DHE(X(9))
0037 A(9,8) = U(2)*6.28*R0*COMP/(MFO*CPHE)
0038 A(9,9) = - (U(2)*6.28*R0*COMP + U(3)*6.28*(R0+G)*COMP)/(MFO*CPHE)
0039 A(9,10) = U(3)*6.28*(R0+G)*COMP/(MFO*CPHE)
0040 MR = 3.14*(R0+G)**2. - R0**2.)*COMP*DR
0041 A(10,9) = U(3)*6.28*(R0+G)*COMP/(MR*CPR(X(10)))
0042 A(10,10) = - (U(3)*6.28*(R0+G)*COMP + U(4)*6.28*(R0+G+CL)*COMP)/
    *(MR*CPR(X(10)))
0043 A(10,11) = U(4)*6.28*(R0+G+CL)*COMP/(MR*CPR(X(10)))
0044 A(11,10) = U(4)*6.28*(R0+G+CL)*COMP/(S1*COMP*DW(X(11)))*CP(X(11))
0045 A(11,11) = -A(11,10)
0046 A(11,27) = -2.*W/(S1*COMP*DW(X(11)))
0047 A(11,26) = -A(11,27)/2.
0048 A(11,25) = A(11,26)
0049 A(12,22) = VZ/MFP
0050 A(12,28) = -2.*A(12,22)
0051 A(12,29) = A(12,22)
0052 A(12,12) = -AT*HDB(X(12),VEGV,DITGV)/(MFP*CP(X(12)))
0053 A(12,13) = -A(12,12)
0054 MM1 = 3.14*LGW*(DETV**2. - DITGV**2.)/4.*DINC*NT
0055 A(13,12) = AT*HDB(X(12),VEGV,DITGV)/(MM1*CPINC)
0056 A(13,13) = -A(13,12)
0057 A(20,27) = 2.*VZT/(LUP*AEUP*DW(X(20)))
0058 A(20,26) = -A(20,27)/2.
0059 A(20,20) = A(20,26)
0060 A(21,20) = VZ/(LHL*AEHL*DW(X(21)))
0061 A(21,21) = -A(21,20)
0062 A(22,21) = VZ/(LPGV*AEV*DW(X(22)))
0063 A(22,22) = -A(22,21)
0064 A(23,28) = 2.*(VZ/(LPGV*AEV*DW(X(23))))
0065 A(23,29) = -A(23,28)/2.
0066 A(23,23) = A(23,29)
0067 A(24,23) = 1./(DW(X(24))/VZ*(LCL1*AECL1+LCL2*AECL2+LCL3*AECL3+
    2.LCL4*AECL4+LB*AEB))
0068 A(24,24) = -A(24,23)
0069 A(25,24) = VZT/(LIP*AEIP*DW(X(25)))
0070 A(25,25) = -A(25,24)
0071 A(26,25) = VZT/(VC*DW(X(11)))

```

```

0072 A(26,26) = -A(26,25)
0073 A(27,11) = 2*A(26,25)
0074 A(27,27) = -A(27,11)
0075 A(28,12) = 2.*VZ/(LSV*DW(X(12))*STGV*NT)
0076 A(28,28) = -A(28,12)
0077 A(29,22) = A(28,12)/2.
0078 A(29,29) = -A(29,22)

C
C DETERMINACAO DO VETOR "Z"
C
C
C
C
0079 PTEFF = ((X(7) + X(8))/2.)*CT
0080 REATF1 = REATF1 + REATF(TEFF)*(TEFF - PTEFF)
0081 REATM1 = REATM1 + REATM(XTR(11))*(XTR(11) - X(11))
0082 REAT = REATF1 + REATM1 + REATM(XTR(11))

C
0083 Z(1) = 1./PNLT*REAT*X(1)

C
0084 Z(7) = K1*PW(XTR(1), XTR(5), XTR(6))*COMP/(MF1*CPF) - (U(1)*6.28*
* (R0*1.4142/2.)*COMP/(MF1*CPF) + A(7,7))*X(7) + (U(1)*6.28*
* (R0*1.4142/2.)*COMP/(MF1*CPF) - A(7,8))*X(8)

C
0085 Z(8) = K2*PW(XTR(1), XTR(5), XTR(6))*COMP/(MF2*CPF) + (U(1)*6.28*
* (R0*1.4142/2.)*COMP/(MF2*CPF) - A(8,7))*X(7) - ((U(1)*6.28*
* (R0*1.4142/2.)*COMP + U(2)*6.28*R0*COMP)/(MF2*CPF) + A(8,8))*X(8)
* + (U(2)*6.28*R0*COMP/(MF2*CPF) - A(8,9))*X(9)

C
0086 Z(9) = (U(2)*6.28*R0*COMP/(MFO*CPHE) - A(9,8))*X(8) - ((U(2)*
* 6.28*R0*COMP + U(3)*6.28*(R0+G)*COMP)/(MFO*CPHE) + A(9,9))*X(9)
* + (U(3)*6.28*(R0+G)*COMP/(MFO*CPHE) - A(9,10))*X(10)

C
0087 Z(10) = (U(3)*6.28*(R0+G)*COMP/(MR*CPR(XTR(10))) - A(10,9))*X(9)
* - ((U(3)*6.28*(R0+G)*COMP + U(4)*6.28*(R0+G+CL)*COMP)/(MR*CPR
* (XTR(10))) + A(10,10))*X(10) + (U(4)*6.28*(R0+G+CL)*COMP/(MR*
* CPR(XTR(10))) - A(10,11))*X(11)

C
0088 Z(11) = (U(4)*6.28*(R0+G+CL)*COMP/(S1*COMP*DW(XTR(11))*CP(XTR(
* 11))) - A(11,10))*X(10) - X(11) - (2.*W/(S1*COMP*DW(XTR(11))) +
* A(11,27))*X(27) + (W/(S1*COMP*DW(XTR(11))) - A(11,26))*X(26) +
* X(25)

```

```

0089 C      Z(12) = (VZ/MFP - A(12,22))*X(22) - (2.*(VZ/HFP)* A(12,28))*X(28)
      * + (VZ/HFP - A(12,29))*X(29) - (AT*HDB(XTR(12),VFGV,DITGV)/(MFP*
      * CP(XTR(12))) + A(12,12))*X(12) - X(13)
0090 C      Z(13) = (AT*HDB(XTR(12),VFGV,DITGV)/(MM1*CPINC) - A(13,12))* (
      * X(12) - X(13)) - AT*K3*1.971875E-1*EXP(XTR(16)/44.295)*(XTR(13) -
      * TSAT(XTR(16)))*2./(MM1*CPINC)
0091 C      WAP = 557.5279194
      C
      C      EVENTUAIS VARIACOES NA DEMANDA DE VAPOR
      C      DEVEM SER FEITAS, ESPECIFICANDO-SE PARA
      C      TAL A FUNCAO WSGV (VAZAO DE VAPOR)
      C
      C      MS = WSGV(TX)
0092 C
0093 C      WLS = (AT*K3*1.971875E-1*EXP(XTR(16)/44.295))*((XTR(13) - TSAT
      * (XTR(16)))*2.)*(XTR(14)*VLL(XTR(16)) + XTR(15)*VVL(XTR(16))) +
      * (VL(XTR(16))*WAP - VV(XTR(16))*WS)*XTR(14)*(HSATL(XTR(16)) -
      * XJ*VVL(XTR(16)))/(XTR(14))*(VL(XTR(16)) - VV(XTR(16)))*(HSATL
      * (XTR(16)) - XJ*VVL(XTR(16))) - (HSAT(XTR(16)) - HV(XTR(16)))*
      * (XTR(14)*VLL(XTR(16)) + XTR(15)*VVL(XTR(16))))
0094 C      Z(14) = WAP - WLS
      C
0095 C      Z(15) = WLS - WS
      C
0096 C      Z(16) = (WLS*(HSAT(XTR(16)) - HV(XTR(16)))) + AT*K3*1.971875E-1*
      * EXP(XTR(16)/44.295)*(XTR(13) - TSAT(XTR(16)))*2./(XTR(14))*
      * (HSATL(XTR(16)) - XJ*VVL(XTR(16))))
0097 C      WMI = -DVZT
      C
0098 C      WSP = WMI*(VL(XTR(19)))*(HSATL(XTR(19)) - XJ*VVL(XTR(19)))*XTR(17)
      * / (XTR(17))*(HSATL(XTR(19)) - XJ*VVL(XTR(19)))*(VL(XTR(19)) -
      * VV(XTR(19))) - (HSAT(XTR(19)) - HV(XTR(19)))*(VLL(XTR(19)))*
      * XTR(17) + VVL(XTR(19))*XTR(18))

```

```

0099      Z(17)=WFI-WSP
0100      Z(18)=WSP
0101      Z(19) = (WSP*(HSAT(XTR(19)) - HV(XTR(19))))/(XTR(17))*(HSATL
* (XTR(19)) - XJ*VL(XTR(19)))
0102      Z(20) = (2.*VZT/(LUP*AEUP*DW(XTR(20))) - A(20,27))*X(27) -
* (VZT/(LUP*AEUP*DW(XTR(20))) + A(20,25))*X(26) + X(20))
0103      Z(21) = (VZ/(LHL*AEHL*DW(XTR(21))) - A(21,20))*X(20) - X(21))
0104      Z(22) = (VZ/(LPGV*AEV*DW(XTR(22))) - A(22,21))*X(21) - X(22))
0105      Z(23) = (2.*(VZ/(LPGV*AEV*DW(XTR(23))) - A(23,28))*X(28) -
* (VZ/(LPGV*AEV*DW(XTR(23))) + A(23,29))*X(29) + X(23))
0106      Z(24) = (1./((DW(XTR(24))/VZ*(LCL1*AECL1+LCL2*AECL2+LCL3*AECL3+
2 LCL4*AECL4+LB*AEB)) - A(24,23))*X(23) - X(24))
0107      Z(25) = (VZT/(LIP*AEIP*DW(XTR(25))) - A(25,24))*X(24) - X(25))
0108      Z(26) = (VZT/(VC*DW(XTR(11))) - A(26,25))*X(25) - X(26))
0109      Z(27) = (2.*VZT/((VC*DW(XTR(11))) - A(27,11))*X(11) - X(27))
0110      Z(28) = (2.*VZ/(LGV*DW(XTR(12))*STGV*NT) - A(28,12))*X(12) -
* X(28))
0111      Z(29) = (VZ/(LGV*DW(XTR(12))*STGV*NT) - A(29,22))*X(22) - X(29))
0112      RETURN
0113      END

```



```

C
C
0014 CALCULO DO DIAMETRO EQUIVALENTE
C DH= (R0+G+CL) *2. * ((4./3.14) *P**2.-1.)
C
C AREA DO CANAL
C
0015 S1 = (3.14*DH**2.)/4.
C
C VAZAO NO CANAL
C
0016 W= V*S1
C
C LEVANTAMENTO DO PERFIL
C
0017 DO 31 IZ = 1,51
0018 Z1= -COMP/2. + (COMP/50.) *(IZ-1)
0019 TIN= XTR(25)
0020 D1= CP1(TIN) + (1.3*Q*HB/PI*(SIN(PI*Z1/HB)+SIN(PI/2.*COMP/HB))
* )/W
0021 TOUT(1) = 300.
0022 L1 = 0
0023 L1=L1+1
30
0024 TOUT(L1+1) = TOUT(L1) - (CP1(TOUT(L1)) -D1)/CP(TOUT(L1))
0025 TOL1 = ABS(TOUT(L1+1) - TOUT(L1))
0026 IF(TOL1.GE.0.01) GO TO 30
0027 TOUT1 =TOUT(L1+1)
C
C
0028 TOUT2 =TOUT1
0029 VFNR= VZT/(DW(TOUT2)*STR)
0030 H(IZ) = HDB(TOUT2,VFNR,DH)
0031 CONTINUE
31
C
C
C DETERMINACAO DOS COEFICIENTES DE TRANSPERENCIA DE
C CALOR ENTRE REVESTIMENTO E REFRIGERANTE AO LONGO DO EIXO AXIAL
C
C
C CALCULO DO COEFICIENTE EFETIVO

```



```

0032 DO 32 J = 1,51
0033   U(4) = U(4) + H(J)
0034 CONTINUE
0035 U(4) = U(4)/51.

C
C
C
C
0036 CALCULO DA TEMPERATURA DA PAREDE EXTERNA DO REVESTIMENTO
TC = Q/(6.28*(R0+G+CL)*U(4)) + XTR(11)

C
C
C
C
0037 CALCULO DA TEMPERATURA NA PAREDE INTERNA DO REVESTIMENTO
TG=(Q/(6.28*KCL))*ALOG((R0+G+CL)/(R0+G)) +TC

C
C
C
C
0038 CALCULO DA TEMPERATURA NA PAREDE EXTERNA DA PASTILHA
D=(Q/(6.28*R0))*(G/2. + 4.38912*10.**(-4.))
A1=1.5964*10.**(-3.)
B=2.6923*10.**(-6.)
CELT= A1**2.+ 2.*B*(D+(B/2.))*(TG**2.)+ A1*TG
TS= (-A1+ SQRT(CELT))/B

C
C
C
C
0043 CALCULO DO PERFIL DE TEMPERATURAS NA PASTILHA
I=0
DO 17 IR= 1,50
0044   R=(IR-1)/50.
0045   S=(Q/12.56)*(1.-R**2)
0046   INF=F(TS)+S
0047   L=0
0048   XA(1) = 1500.
0049   L=L+1
0050   XA(L+1) = XA(L)-(F(XA(L))-INF)/(CONDUCT(XA(L)))
0051   TOL = ABS(XA(L+1)-XA(L))
0052   IF (TOL.GE.0.01) GO TO 18
0053   I=I+1
0054   TEMP(I) =XA (L+1)
0055 CONTINUE
0056

```



```

0014 TIME = TZERO
0015 TX=TZERO + 0.5*T
0016 PLT=0.0
0017 DO 11 I=1,NE
0018 XL(I)=XIC(I)
0019 XTR(I) = 0.5*(XL(I) + X(I))
0020 X(T)=XTC(I)
0021 CONTINUE
0022 GO TO 30

11 CONTINUE
GO TO 30

C
C ENTRIES AFTER SECOND
C
0023 TX= TIME + 0.5*T
0024 DO 12 I=1, NE
0025 XTR(I) = X(I) + 0.5*(X(I) -XL(I))
0026 YL(I)=Y (I)
0027 CONTINUE
0028 RETURN
0029 END

```

16/54/11

DATE = 80018

CONDUT

FORTRAN IV 3 LEVEL 21

```
0001 FUNCTION CONDUT (T)  
0002 CONDUT = 1./((11.8+.0238*T)+8.775*10.**(-13.))*T**3.  
0003 RETURN  
0004 END
```

FORTRAN IV S LEVEL 21 MAIN DATE = 80018 16/54/11

C

```
0001                      FUNCTION F(T)  
0002                      F = (1./0.0238)*ALOG(11.8+.0238*T) + 2.19375*10.**(-13.)*T**(4.)  
0003                      RETURN  
0004                      END
```



```
FORTRAN IV G LEVEL 21          MAIN          DATE = 80018          16/54/11
C
C
0001      FUNCTION CP1(T)
0002      CP1 = 8269.364*T - 21.52*T**2. + 3.8073*10.**(-2.)*T**3.
0003      RETURN
0004      END
```

```
FORTRAN IV G LEVEL 21          MAIN          DATE = 80018          16/54/11
C
0001      FUNCTION CPR(T)
0002      CPR = 208.17*T**0.082
0003      RETURN
0004      END
```

FORTRAN IV S LEVEL 21 MAIN DATE = 80018 16/54/11

C

0001 FUNCTION DW(T)
0002 DW = 9.7001580D-4 + 4.3462830D-7*T - 3.7988194D-9*T**2.
0003 RETURN
0004 END

16/54/11

DATE = 80018

MAIN

21

FORTRAN IV G LEVEL

C

```
0001      FUNCTION DHE(T)
0002      DHE = 239.5388E-5*(T +273.15) **(-0.9994)
0003      RETURN
0004      END
```

FORTRAN IV S LEVEL 21 REATE DATE = 80018 16/54/11

```
0001                      FUNCTION REATE(T)
0002                      REATE = (-2.16E-6*T**2. + 4.3030E-3*T - 3.4428)*1.8E-5
0003                      RETURN
0004                      END
```


16/54/11

DATE = 80018

MAIN

FORTRAN IV G LEVEL 21

C

```
0001 FUNCTION TSAT(P)  
0002 TSAT = 104.515*P**0.236  
0003 RETURN  
0004 END
```

16/54/11

DATE = 80018

MAIN

FORTRAN IV S LEVEL 21

```
0001      C
0002      FUNCTION VL(P)
0003      IF (P-70.) 1,2,2
0004      VL = 0.0013
0005      GO TO 10
0006      IF (P-100.) 3,3,4
0007      VL = 0.0014
0008      GO TO 10
0009      VL = 1.00221E-3*EXP(3.24735E-3*P)
0010      RETURN
0011      END
```


16/54/11

DATE = 80018

MAIN

FORTRAN IV S LEVEL 21

```

0001      C
0002      FUNCTION HV(P)
0003      IF(P-50.) 1,1,2
0004      HV = (676.705 - 0.179*P) *4184
0005      GO TO 10
0006      IF(P-95.) 3,3,4
0007      HV = (684.436 - 0.322*P) *4184
0008      GO TO 10
0009      IF(P-140.) 5,5,6
0010      HV = (706.793*EXP(-8.0499E-4*P)) *4184
0011      GO TO 10
0012      HV = (763.838*EXP(-1.3326E-3*P)) *4184
0013      RETURN
          END

```

C

```

0001 FUNCTION HSAT(P)
0002 IF(P-100.) 1,1,2
0003 HSAT = (92.246*P**0.279) *4184
0004 GO TO 10
0005 IF(P-160.) 3,4,4
0006 HSAT = (71.884*P**0.333) *4184
0007 GO TO 10
0008 HSAT = (262.797*EXP(2.476E-3*P) ) *4184
0009 RETURN
0010 END

```


FORTRAN IV S LEVEL 21 MAIN DATE = 80018 16/54/11

C

```

0001 FUNCTION PW(N,D1, D2)
0002 REAL N
0003 DOUBLE PRECISION NO,E
0004 E = 3.2442525D-11
0005 NO = 6.0053055D12
0006 PW = ( 0.92163*N + 0.01526*1.42126*D1 + 0.06311*1.6652E-3*D2)*
      * E*NO
0007 RETURN
0008 END

```

FORTRAN IV 7 LEVEL 21 MAIN DATE = 80018 16/54/11

C

```
0001                      FUNCTION HDB(S,VF,DO)
0002                      HDB= 7.5709980D-3*(1.30976 + 1.6848E-2*S - 3.24E-5*S**2.)*
                         * VF**0.8/DO**0.2
0003                      RETURN
0004                      END
```

FORTRAN IV G LEVEL 21 MAIN DATE = 80018 16/54/11

```
0001                      C                      FUNCTION REATEX(TI)
0002                      C                      REATEX = 0.0
0003                                              RETURN
0004                                              END
```

16/54/11

DATE = 80018

MAIN

21

FORTRAN IV 3 LEVEL

```
0001      C      FUNCTION WSGV (TI)
0002      C
0003      10      IF (TI- 60.) 10,10,2
0004      20      WSGV = 557.5279194
0005      30      GO TO 100
0006      40      IF (TI- 150.) 3,4,4
0007      50      WSGV = 557.5279194 - 55.75279194
0008      60      GO TO 100
0009      70      WSGV = 557.5279194
0010      80      RETURN
0011      90      END
```

FORTRAN IV S LEVEL 21 MAIN DATE = 80018 16/54/11

C
C FUNCOES DERIVADAS DAS PRINCIPAIS FUNCOES UTILIZADAS
C
C

0001 FUNCTION DWL(T)
0002 DWL = 4.346283E-7 - 7.5976388D-9*T
0003 RETURN
0004 END

FORTRAN IV G LEVEL 21 VLL DATE = 80018 16/54/11

```
0001 FUNCTION VLL(P)  
0002 IF (P-100.) 1,1,2  
0003 VLL = 0.  
0004 GO TO 10  
0005 VLL = 3.2545266D-6*EXP(3.24735E-3*P)  
0006 RETURN  
0007 END
```

```
0001          FUNCTION HVL(P)
0002          IF (P-50.) 1,1,2
0003          HVL = (-0.179) *4184
0004          GO TO 10
0005          IF (P-95.) 3,3,4
0006          HVL = (-0.322) *4184
0007          GO TO 10
0008          IF (P-140.) 5,5,6
0009          HVL = (-5.6896129D-1 *EXP(-8.0499E-4 *P)) *4184
0010          GO TO 10
0011          HVL = (-1.017890519 *EXP(-1.3326E-3 *P)) *4184
0012          RETURN
0013          END
```

```

0001      C
0002      FUNCTION HSATL(P)
0003      IF(P-100.) 1,1,2
0004      HSATL = (25.736634*P**(-0.721)) *4184
0005      GO TO 10
0006      IF(P-160.) 3,4,4
0007      HSATL = (23.937372*P**(-0.667)) *4184
0008      GO TO 10
0009      HSATL = (0.650685372*EXP(2.476E-3*P)) *4184
0010      RETURN
0011      END

```

16/54/11

DATE = 80018

MAIN

FORTRAN IV G LEVEL 21

C

```
0001 FUNCTION VVL(P)
0002 IF(P-50.) 1,1,2
0003 VVL = -2.480254*P**(-2.043)
0004 GO TO 10
0005 IF(P-100.) 3,3,4
0006 VVL = -3.680071*P**(-2.123)
0007 GO TO 10
0008 VVL = -5.7526675D-4*EXP(-1.0739E-2*P)
0009 RETURN
0010 END
```

NOMENCLATURA

NOMENCLATURA

- A_i - Área lateral entre nodos i e $i+1$ (cm^2)
 A_{ni} - Área transversal equivalente do volume de controle i (cm^2)
 A_T - Área total de transferência de calor no gerador de vapor (cm^2)
 C_j - População do j -ésimo precursor de neutrons retardados por elemento combustível, por cm
 C_L - Espessura do revestimento (cm)
 c_{pf} - Calor específico do UO_2 ($\text{J/kg}^\circ\text{C}$)
 c_{pHe} - Calor específico do hélio ($\text{J/Kg}^\circ\text{C}$)
 c_{pm} - Calor específico da tubulação metálica do gerador de vapor ($\text{J/kg}^\circ\text{C}$)
 c_{pr} - Calor específico do revestimento ($\text{J/kg}^\circ\text{C}$)
 c_{pw} - Calor específico da água ($\text{J/kg}^\circ\text{C}$)
 D - Diâmetro do elemento combustível (cm)
 D_e - Diâmetro hidráulico equivalente (cm)
 D_i - População do i -ésimo produto de fissão por elemento combustível por cm
 E - Energia liberada por fissão (Mev)
 E_{ws} - Energia interna da fase líquida no secundário do gerador de vapor (W)
 E_{wp} - Energia interna da fase líquida no pressurizador (W)
 G - Espessura da folga (cm)
 H - Altura do núcleo (cm)

- \bar{H} - Altura extrapolada do núcleo (cm)
- h_{DB} - Coeficiente Dittus Boelter ($W/cm^2 \text{ } ^\circ C$)
- h_G - Coeficiente de transferência de calor na folga ($W/cm^2 \text{ } ^\circ C$)
- h_{sat} - Entalpia específica do líquido saturado (J/kg)
- h_v - Entalpia específica do vapor saturado (J/kg)
- J_0 - Função de Bessel de 1^a espécie de ordem zero
- K - Condutividade de UO_2 ($W/cm^2 \text{ } ^\circ C$)
- K_{cl} - Condutividade do revestimento ($W/cm^2 \text{ } ^\circ C$)
- K_{He} - Condutividade do hélio ($W/cm^2 \text{ } ^\circ C$)
- K_i - Fração da densidade linear de potência termica gerada no i-ésimo modo
- L - Comprimento do elemento combustível (cm)
- L_{GV} - Comprimento da tubulação do gerador de Vapor (cm)
- L_i - Comprimento equivalente do i-ésimo volume de controle (cm)
- M_{f1} - Massa de UO_2 no 1º modo (kg)
- M_{f2} - Massa de UO_2 no 2º modo (kg)
- M_{fp} - Massa de refrigerante no primário do gerador de vapor (kg)
- M_{fo} - Massa de gás hélio na folga (kg)
- M_m - Massa da tubulação metálica do gerador de vapor (kg)
- M_R - Massa do revestimento no elemento combustível (kg)
- M_S - Massa de vapor no secundário do gerador de vapor (kg)
- M_{sp} - Massa de vapor no pressurizador (kg)
- M_w - Massa da fase líquida no secundário do gerador de vapor (kg)
- M_{we} - Massa de refrigerante em um canal hidráulico equivalente no

reator (kg)

- M_{wp} - Massa da fase líquida no pressurizador (kg)
- n - População de neutrons por elemento combustível por cm
- n_0 - População de neutrons por elemento combustível por cm no instante inicial
- P - Pressão no circuito primário (kgf/cm²)
- P_s - Pressão no secundário do gerador de vapor (kgf/cm²)
- P_w - Potência térmica gerada por elemento combustível por cm (W/cm)
- q' - Densidade linear de potência (W/cm)
- q'' - Fluxo de calor (W/cm²)
- q''' - Densidade volumétrica de potência (W/cm³)
- Q - Potência total transmitida para folga (W)
- Q_i - Potência gerada no nodo i (W)
- Q'_m - Densidade linear média de potência (W/cm)
- r - Distância ao centro do elemento combustível (cm)
- R_0 - Raio da pastilha de UO₂ (cm)
- S_{TGV} - Área transversal interna de um tubo do gerador de vapor (cm²)
- S_{TR} - Área transversal do núcleo do reator (cm²)
- T_c - Temperatura média da parede externa do revestimento (°C)
- T_{CL} - Temperatura média do refrigerante na perna fria (°C)
- T_{eff} - Temperatura efetiva do combustível (°C)
- T_{f1} - Temperatura média do modo 1 (°C)
- T_{f2} - Temperatura média do modo 2 (°C)

- T_{fo} - Temperatura média da folga ($^{\circ}\text{C}$)
 T_{fp} - Temperatura média do refrigerante na tubulação do gerador de vapor ($^{\circ}\text{C}$)
 T_G - Temperatura da parede interna do revestimento ($^{\circ}\text{C}$)
 T_{HL} - Temperatura média do refrigerante na perna quente ($^{\circ}\text{C}$)
 T_{IGV} - Temperatura média do refrigerante na câmara quente do gerador de vapor ($^{\circ}\text{C}$)
 T_{IP} - Temperatura média do refrigerante no plenum inferior do reator ($^{\circ}\text{C}$)
 T_m - Temperatura média da tubulação metálica do gerador de vapor ($^{\circ}\text{C}$)
 T_M - Temperatura do moderador ($^{\circ}\text{C}$)
 T_{ni} - Temperatura média do nodo i ($^{\circ}\text{C}$)
 T_{OGV} - Temperatura do refrigerante na saída da tubulação do gerador de vapor ($^{\circ}\text{C}$)
 T_{OPGV} - Temperatura média do refrigerante na câmara fria do gerador de vapor ($^{\circ}\text{C}$)
 T_R - Temperatura média do revestimento ($^{\circ}\text{C}$)
 T_S - Temperatura na superfície externa da pastilha ($^{\circ}\text{C}$)
 T_{sat} - Temperatura de saturação do líquido secundário ($^{\circ}\text{C}$)
 T_{UP} - Temperatura média do refrigerante no plenum superior do reator ($^{\circ}\text{C}$)
 T_w - Temperatura média do refrigerante no núcleo do reator ($^{\circ}\text{C}$)
 T_{wo} - Temperatura de saída do refrigerante do núcleo ($^{\circ}\text{C}$)
 T - Temperatura generica ($^{\circ}\text{C}$)

- t - Tempo (seg)
- U_i - Coeficiente de transferência de calor entre os nodos i e $i+1$ ($W/cm^2^{\circ}C$)
- v - Velocidade do fluido (cm/seg)
- V_c - Volume do núcleo (cm^3)
- v_s - Volume específico do vapor saturado (m^3/kg)
- V_s - Volume de vapor no secundário do gerador de vapor (m^3)
- V_{sp} - Volume de vapor no pressurizador (m^3)
- V_T - Volume total
- v_w - Volume específico do líquido saturado (m^3/kg)
- V_w - Volume de líquido no secundário do gerador de vapor (m^3)
- V_{wp} - Volume de líquido no pressurizador (m^3)
- V_Z - Vazão em um circuito hidráulico (kg/seg)
- V_{Zi} - Vazão no i -ésimo volume de controle (kg/seg)
- V_{ZT} - Vazão no reator (kg/seg)
- W - Vazão de refrigerante por unidade de área em um canal hidráulico equivalente no reator (kg/cm^2seg)
- W_{AF} - Vazão de alimentação de líquido saturado no secundário do gerador de vapor (kg/seg)
- W_{LS} - Vazão de evaporação/condensação no secundário do gerador de vapor (kg/seg)
- W_s - Vazão de demanda de vapor (kg/seg)
- W_{sp} - Vazão de evaporação/condensação no pressurizador (kg/seg)
- W_{wi} - Vazão de líquido saturado entrando no pressurizador (kg/seg)

x_J - Constante para ajuste de unidades

Y_0 - Função de Bessel de 2^a espécie de ordem zero

Letras Gregas

α - difusividade termica (cm^2/seg)

β - fração total de precursores de neutrons retardados

β_j - fração do j-ésimo precursor de neutrons retardados

$\bar{\gamma}$ - fração total dos produtos de fissão

γ_i - fração do i-ésimo produto de fissão

ρ - densidade da água (kg/cm^3)

ρ_D^* - reatividade devido ao efeito Doppler

ρ_{ext}^* - reatividade externa aplicada

ρ_F - densidade do UO_2

ρ_M^* - reatividade devido ao moderador

ρ_T^* - reatividade total

Λ - tempo de geração de neutrons rápidos

λ_{cj} - constante de decaimento do j-ésimo precursor de neutrons re
tardados (seg^{-1})

λ_{Di} - constante de decaimento do i-ésimo produto de fissão (seg^{-1})

τ_{GV} - atraso devido a propagação do fluido na tubulação do gerador
de vapor

τ_n - atraso devido a propagação do fluido no núcleo

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. BALL, S.J. and ADAMS, R.K.; "Matexp, A General Purpose Digital Computer Program For Solving Ordinary Differential Equations By the Matrix Exponential Method" ORNL-TM-1933, Oak Ridge National Laboratory (1976).
2. HARGROVE, H.G ; "Marvel, A Digital Computer Code for Transient Analysis of a Multiloop PWR System". WCAP-7909, Westinghouse Electric Corporation, Nuclear Energy Systems (October 1972).
3. COOPER, K.F. and CAIN, J.F. ; "A Pressurized Water Reactor System Model For Control System Design and Analysis". Vogt, W.G ; Mickle, M.H. (eds). Vol. 6, Part 1. Pittsburgh. Instrument Society of America p.89-93 (1975)
4. Furnas Centrais Elétricas S.A., Final Safety Analysis Report to Central Almirante Alvaro Alberto Unit I. (FSAR)
5. COSTA PINTO, A. ; "Código para Simulação do Gerador de Vapor do Reator PWR." Tese submetida como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre em Ciências no Instituto Militar de Engenharia - R.J. (1978)
6. ARWOOD, D.C. and KERLIN, T.W.; "A Mathematical Model For an Integral Economizer U Tube Steam Generator", Nuclear Technology Vol. 35 page: 12-32 (Mid-August 1977)
7. BARON, R.C.; "Digital Model Simulation of a Nuclear Pressurizer", Nuclear Science and Engineering 52, 283-291 (1973)
8. Hewlett-Packard HP-25 Applications Programs Manual (1975)

9. LAMARSH, JOHN R.; "Introduction to Nuclear Engineering", Addison-Wesley Publishing Company (1975)
10. El WAKIL, M.M.; "Nuclear Heat Transport", International Textbook Company (1971)
11. LAMARSH, JOHN R.; "Introduction to Nuclear Reactor Theory", Addison-Wesley Publishing Company (1972)
12. DUDERSTADT, J.J. and HAMILTON, L.J.; "Nuclear Reactor Analysis", John Wiley & Sons, Inc. (1976)
13. D.SOUZA DIAS, A.J. PEREIRA DE LUCENA, F.L. FARIA LIMA, "Programação Fortran para Estudantes de Engenharia convênio PUC - Ao Livro Técnico S.A. (1971)
14. DEMIDOVICH, B.; "Problems in Mathematical Analysis" Mir Publishers (Moscou)
15. NAHAVANDI, A.N. and MAKKENCHERY, S.; "An improved Pressurizer Model with Bubble Rise and Condensate Drop Dynamics", Nuclear Engineering and Design 12 (1970) 135-147
16. BUTKOV, E. ; "Mathematical Physics", Addison-Wesley Publishing Company (1973)
17. "Handbook of Mathematical Functions" Edited by Milton Abramowitz and Irene Stegun, Dover Publications, Inc., New York (1970)

18. MUNHOZ CAMARGO, C.T.; "Análise de Acidentes por Inserção de Reatividade em Reatores PWR", Tese submetida como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre em Ciências pelo Instituto Militar de Engenharia - RJ (1978)
19. BELLMAN, R.; "Introduction to Matrix Analysis" McGraw-Hill, N.Y. pp. 165-173 (1960)
20. LIOU, M.L.; "A Novel Method of Evaluating Transient Responses", Proc. IEEE 54(1), 20-23 (Jan. 1966)
21. VAN WYLEN, G.J.; and SONNTAG, R.J.; "Fundamentos da Termodinâmica Classica". Editôra Edgard Blucher Ltda. (1976)
22. TONG, L.S.; WEISMAN, J.; "Thermal Analysis of Reactors", John Wiley & Sons, Inc. (1972)
23. KERLIN, T.W. ; KATZ, E.M. ; THAKKAR, J.G. and STRANYE, J.E.; "Theoretical and Experimental Dynamic Analysis of the H.B. Robinson Nuclear Plant", Nuclear Technology, Vol. 30 pages 299-316 (September 1976)
24. FROGNER, B. and GROSSMAN, L.M.; "Estimation and Optimal Feedback Control Theory Applied to a Nuclear Boiling Water Reactor"; Nuclear Science and Engineering 58, 265-277(1975).