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

DINÂMICA E CONTRÔLE DE UM GERADOR DE VAPOR DO TIPO PASSO-ÚNICO

ARIVALDO VICENTE GOMES

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

Orientador: Dr. Ahmet Aydin Konuk

São Paulo
1979

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES

Secretaria da Indústria, Comércio, Ciência e Tecnologia
Autarquia associada à Universidade de São Paulo

DINÂMICA E CONTRÔLE DE UM GERADOR DE VAPOR DO TIPO PASSO-ÚNICO

Arivaldo Vicente Gomes

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

Orientador:
Dr. Ahmet Aydin Konuk

SÃO PAULO
1979

A meus Pais

A Maria Helena e nossa filhinha

Ana Carolina.

AGRADECIMENTOS

Desejo expressar meus agradecimentos a todas as pessoas que direta ou indiretamente colaboraram para o desenvolvimento do presente trabalho, e em particular:

Dr. Ahmet Aydin Konuk pela orientação e dedicação em todas as fases do presente trabalho;

Dr. José Antonio Diaz Dieguez, Gerente do Centro de Engenharia Nuclear pelo apoio mostrado;

Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares pelo suporte material e financeiro;

Pessoal do Centro de Processamento de Dados do IPEN;

Colegas do Centro de Engenharia Nuclear;

Srta. Creusa Moreira Diniz pelo trabalho de datilografia.

S U M Á R I O

Apresenta-se um modelo, não linear com parâmetros distribuídos , aplicado na dinâmica e controle de um trocador de calor em contra-corrente, projetado como gerador de vapor para uma central nuclear reprodutora. Um método implícito e convergente foi desenvolvido para resolver simultaneamente as equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia. O modelo aplicável a trocadores de calor em geral,foi utilizado especificamente para estudar o comportamento - de um gerador de vapor em contra-corrente, com relação a sua capacidade de seguir cargas e estabilidades de pressão e temperatura.

S U M M A R Y

This paper presents a non linear distributed parameter model for the dynamics and feedback control of a large countercurrent heat exchanger used as a once-through steam generator for a breeder reactor power plant. A convergent, implicit method has been developed to solve simultaneously the equations of conservation of mass, momentum and energy. The model, applicable to heat exchanger systems in general, has been used specifically to study the performance of a once-through steam generator with respect to its load following ability and stability of throttle steam temperature and pressure.

ÍNDICE

LISTA DAS FIGURAS E TABELAS

pag.

Pag.

Pag.

Pag.

Pag.

1. INTRODUÇÃO

1.1- Preliminares

A crescente demanda energética exigirá um esfôrço crescente na pesquisa de novas fontes de energia.

Dentro das fontes não renováveis, a energia nuclear tem acompanhado este esforço no sentido de aperfeiçoar as distintas linhas de usinas existentes, e na concepção de algumas mais atualizadas, como as usinas de potência reprodutoras. Investigações até o momento mostram sem dúvidas, que reatores e componentes com tamanhos maiores que os atuais serão necessários para desenvolver maiores níveis de potência com eficiências crescentes /1/.

Como a conversão de energia térmica para elétrica na usina de potência é realizada via ciclo térmico, um aumento na eficiência global da usina requer um aumento na pressão e temperatura do fluído de trabalho na entrada da turbina. No ciclo de vapor isto pode ser conseguido pelo emprêgo de geradores de vapor de alto desempenho.

Com o aumento do tamanho da usina nuclear de potência, crescerá proporcionalmente sua responsabilidade dentro do sistema de geração, pois além de funcionar como usina de base deverá acompanhar as solicitações de demanda de energia. Para que o comportamento dinâmico da usina durante os transientes nos seguimentos de demanda seja determinado, tem-se que modelar matematicamente todos os seus componentes.

Dentro deste contexto estuda-se neste trabalho o comportamento dinâmico do circuito secundário do sistema de geração de vapor de uma usina nuclear reprodutora MSBR (Molten Salt Breeder Reactor) em fase de projeto /3/, e especificamente a abilidade de seu gerador de vapor como seguidor de carga , quando funcionando sob controle estável de pressão e temperatura.

1.2- A Usina MSBR

O projeto conceitual de uma usina nuclear reprodutora - de 1000 MW(e) utilizando sal fundido como combustível e fluído arrefecedor (MSBR), foi desenvolvido no Laboratório Nacional de Oak Ridge (ORNL), baseando-se no sucesso alcançado pelo protótipo (MSRE)/2 /, Reator Experimental a Sal Fundido . O reator (MSRE) de 7.4 MWt atingiu a criticalidade em 1965 em Oak Ridge, sendo desligado em 1969 após a circulação de sal combustível na temperatura de 1200°F por um período de dois anos e meio. Foi também o único reator a funcionar com U-233. Em 1971 o ORNL emitia um relatório /3/ com a descrição do conceito (MSBR).

A visualização do sistema básico do reator encontra - se na Figura 1.1.

O cerne do reator é formado por um conjunto de barras - nuas de grafite com canais para a passagem do sal combustível e arrefecedor, que é uma mistura de fluoretos de Lítio 7, be-

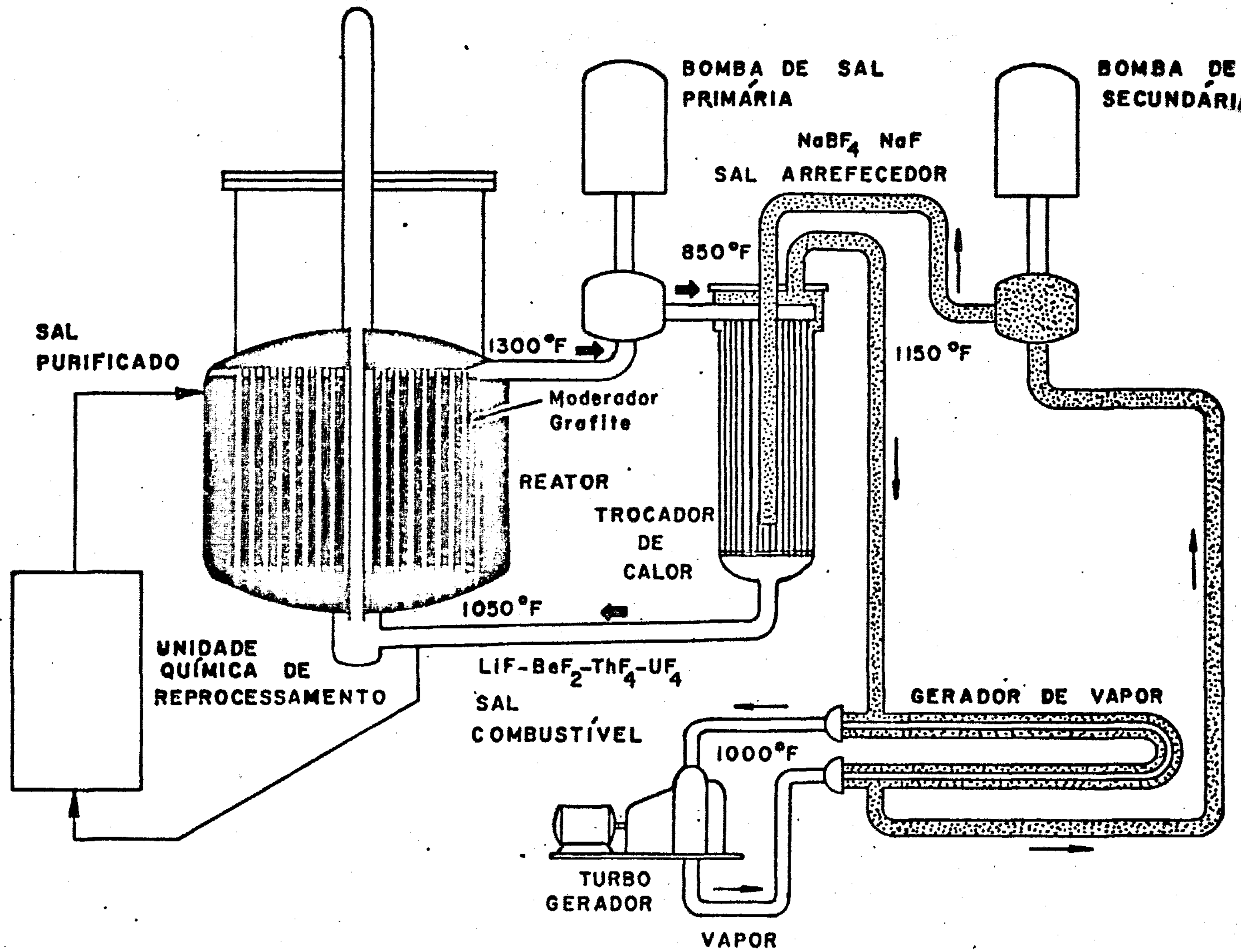


FIGURA 1.1- Diagrama Esquemático da Usina Nuclear MSBR de 1000 MW(e). Fluxo de Sal Combustível através do Cerne do Reator 55000 gpm, passando menos de 1 gpm através da unidade - química de Reprocessamento.

rílio, tório e urânio, com ponto de fusão de 930°F. O sal flui ascendentemente pelo cerne aquecendo-se até a temperatura de 1300°F, sendo posteriormente bombeado através de um trocador de calor, onde transfere calor para um fluído arrefecedor intermediário composto de fluorborato de sódio, que transporta calor para um gerador de vapor, onde vapor no estado supercrítico é gerado com a temperatura de 1000°F, levando a uma eficiência térmica global de 44%.

O gerador de vapor é de uma só passagem, com fluídos em contra-corrente (Once-Through), havendo a transferência de calor do sal fundido no lado da carcaça para o vapor que flui internamente aos tubos.

A carcaça do gerador possui a forma de um U, com um diâmetro de 18", tendo cada seção um comprimento de 38 ft. Há internamente um conjunto de 393 tubos com um diâmetro externo de .5".

Em condições normais de operação, o fluorborato entra na carcaça a 1125°F, saindo com uma temperatura de 850°F, sendo sua vazão de massa igual a 3.7×10^6 lbm/hr. O vapor penetra nos tubos com a temperatura de 700°F e na pressão de 3600 psia. O fluxo total do vapor é de 6.3×10^5 lbm/hr.

1.3- Trabalhos Anteriores

Foram desenvolvidos recentemente vários modelos de dinâmica dos geradores de vapor do tipo passo-único (Once Through), que são usados em muitas usinas nucleares. Esses modelos resolvem as equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia unidimensionais para o fluído do circuíto primário, onde escoa o refrigerante do reator, e para a água de alimentação do circuíto secundário, que vai para a turbina.

As equações de conservação resultam num sistema de equações diferenciais não lineares, com derivadas espaciais e temporais . Para facilitar a solução das equações foram desenvolvidos modelos linearizados, limitados a transientes de baixa amplitude em relação ao estado estacionário original . O sistema não linear, que possibilita a análise de transientes de maior amplitude, que podem ser induzidos por eventuais acidentes, é resolvido pelo método das diferenças finitas , que resulta num modelo não linear de parâmetros distribuídos.

Na solução usaram-se os métodos denominados "implícito - contínuo Euleriano" (ICE), e "avançado contínuo Euleriano " (ACE). No método ICE /4/ , as equações de conservação da massa e da quantidade de movimento são resolvidas implícitamente, sendo acopladas com uma equação de estado que relaciona a pressão com a densidade, enquanto a equação da conservação da energia é resolvida explicitamente. No método ACE /5/, as equações de conservação de massa e energia são acopladas através de uma equação de estado aproximada e resolvidas implicitamente , sendo a equação de conservação da quantidade de movimento resolvida explicitamente. Portanto, o método ICE despreza a expansão térmica do fluído , e o ACE sua compressibilidade. Foi desenvolvido recentemente um método ICE modifi -

cado /6/, onde as equações da quantidade de movimento e massa, e massa e energia acopladas são resolvidas alternadamente, para levar em consideração os efeitos da compressibilidade e expansão térmica do fluído.

Um outro método de solução foi proposto por Ray e Bowman/7/, com as equações de conservação em forma integral sendo acopladas e o sistema resultante resolvido através de simulação pelo programa CSMP para um gerador de vapor subcrítico /7/.

A.A. Sandberg, C.K. Sanathanan /8/ empregaram o método - "CSDT" para resolver o sistema de equações diferenciais par - ciais não lineares. O método CSDT emprega uma técnica hibrida, onde as dependências espaciais das variáveis são determinadas por integrações num computador analógico para cada instante - discreto.

J. Adams /9/ propôs a solução do sistema pelo método - "CTDS", onde o gerador de vapor é dividido axialmente em seções elementares, com as derivadas espaciais colocadas em diferenças finitas.

Os estudos realizados por Sanathanan /8/ provaram ser o método CSDT superior ao CTDS quanto a estabilidade numérica na modelagem de um gerador supercrítico.

Larry W. Kirsh e C.K. Sanathanan /10/mostraram ser o método CSDT antieconômico para estudos de transientes de pequena amplitude e propuseram um modelo simplificado linearizado, a ser resolvido por integrações através da regra de Simpson - aplicável ao cálculo numérico num computador digital.

A contribuição deste trabalho neste campo de pesquisa será no desenvolvimento de um modelo "DSDT", discreto no tempo e no espaço, que represente o comportamento dinâmico do modelo - não linear do gerador de vapor supercrítico.

1.4- Objetivo

O objetivo deste trabalho é resolver as equações de conservação da massa, quantidade de movimento e energia implícitamente, acoplando-as através de uma equação de estado que relaciona a densidade com a pressão e a entalpia, para levar em consideração a compressibilidade e a expansão térmica do fluído, ambas importantes na simulação de geradores de vapor. A solução do sistema de equações diferenciais parciais não lineares possibilita o conhecimento do comportamento dinâmico - do gerador de vapor supercrítico em contra-corrente, e sua capacidade como seguidor de carga com estabilidade de pressão e temperatura do vapor na entrada da turbina.

1.5- Desenvolvimento do Trabalho

Para alcançar o proposto nas análises anteriores é desen volvida inicialmente uma pesquisa numérica sobre métodos de solução de sistemas de equações algébricas lineares em condições não estacionárias, obtidas a partir da discretização de equações diferenciais parciais lineares com valores iniciais.

Nesta pesquisa é estudado o ordenamento das variáveis - dentro da geometria numérica e sua influência no posicionamento dos coeficientes na matriz resultante da discretização do sistema de equações diferenciais . O ordenamento é importante, conforme conclusões posteriores, para otimizar o desempenho da solução do sistema algébrico, exigindo menor tempo de processamento face ao método de solução empregado, baseado na eliminação de Gauss e aplicável a matrizes esparsas. Ainda nesta fase é pesquisada a estabilidade das distintas formulações numéricas em diferenças finitas: explícita, implícita ou mista em função dos passos de discretização espacial e temporal, e condições operacionais do modelo proposto.

A experiência adquirida nesta primeira etapa mostrou o caminho a ser seguido no estudo do modelo não linear do gerador de vapor supercrítico, onde a formulação implícita $\varepsilon = 1$ foi empregada afim de que os elementos de controle propostos fossem estudados sem a interferência de oscilações numéricas , pois esta formulação mostrou-se incondicionalmente estável.

Após esta segunda etapa, que compreende o estudo do gerador de vapor como circuito aberto, acopla-se ao modelo algorítmos discretos que possibilitem a evolução controlada do gerador de vapor. Os algorítmos são versões discretas dos elementos de controle usuais, e o estudo passa a ser de um circuito fechado, com o gerador de vapor funcionando vinculado aos demais componentes do circuito secundário.

2. PESQUISA NUMÉRICA

2.1- Modelo Físico

Foi escolhido um trocador de calor em contra corrente do tipo passo único (Once Through) , constituído por dois cilindros retos concêntricos, com o fluído secundário escoando pelo tubo interno e o primário pelo espaço anular. Figura 2.1.

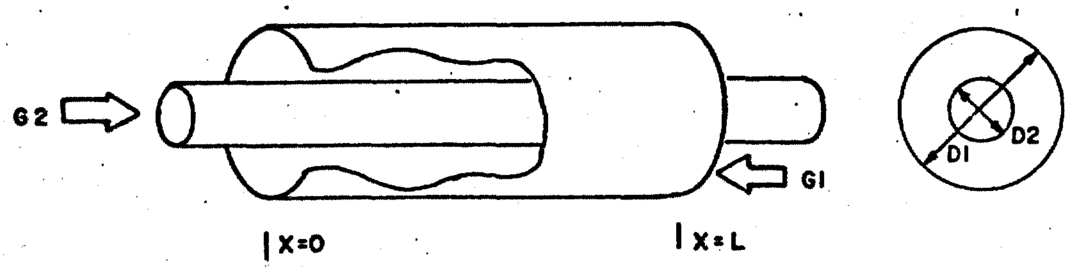


FIGURA 2.1- Trocador de Calor em Contra-Corrente.

2.2- Modelo Matemático

A modelagem matemática é desenvolvida baseada nas seguintes hipóteses simplificadoras:

a - densidades constantes;

b - não há variação das pressões ao longo dos tubos ;

c - calores específicos constantes;

d - coeficiente global de transferência de calor constante.

Devido estas hipóteses a modelagem do trocador consiste na aplicação da equação de conservação da energia aos circuitos secundário e primário , resultando respectivamente:

$$\frac{\partial T2(x,t)}{\partial t} + \frac{G2}{\rho 2} \cdot \frac{\partial T2(x,t)}{\partial x} = \frac{UK2}{\rho 2 Cp2} \left(T2(x,t) - T1(x,t) \right) \qquad 2.1$$

$$\frac{\partial T1(x,t)}{\partial t} + \frac{G1}{\rho 1} \frac{\partial T1(x,t)}{\partial x} = \frac{UK1}{\rho 1 Cp1} \left(T1(x,t) - T2(x,t) \right) \qquad 2.2$$

onde:

$$K2 = \frac{2}{R2}$$

$$K1 = \frac{2R2}{R1^2 - R2^2}$$

As variáveis e constantes nas equações (2.1) e (2.2) são definidas a seguir, onde os índices 1 e 2 referem-se aos circuitos primário e secundário respectivamente.

K2 = relação entre o perímetro do tubo interno e a área de passagem do circuito secundário | m^{-1} |

K1 = relação entre o perímetro do tubo interno e a área de passagem do circuito primário | m^{-1} |

G = vazão de massa por unidade de área | $kg/m^2.s$ |

ρ = densidade | kg/m^3 |

C = calor específico |J/kg°C|

T = temperatura |°C|

U = coeficiente global de transferência de calor |W/m²°C| .

As condições de contôrno T02 e T01 são aplicadas no início das seções respectivas.

2.3- Formulação Numérica

As equações diferenciais parciais em t e x , (2.1) e (2.2) são discretizadas no espaço e no tempo, aplicando-se a técnica das diferenças finitas.

Na discretização espacial divide-se o trocador de calor em volumes elementares, considerando-se o centro de cada volume como um nó genérico de índice i e passo Δx. Figura 2.2 . Por esta discretização, o sistema de equações (2.1) e (2.2) torna-se um sistema de equações diferenciais ordinárias em t.

A discretização temporal consiste em se considerar a variação de alguma propriedade do nó i nos instantes, K,K+ 1 defasados do passo Δt. Esta discretização transforma o sistema de equações diferenciais ordinárias num sistema de equações algébricas.

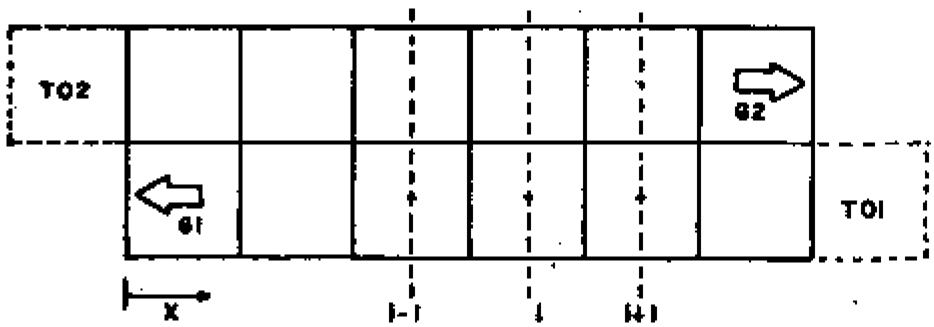


FIGURA 2.2- Discretização Axial e Posicionamento das Condições de Contôrno TO2 e TO1.

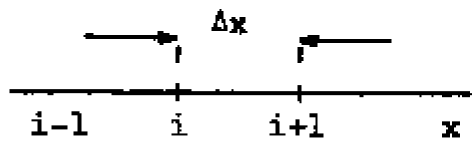
A diferença finita que se aproxima da derivada de primeira ordem para o secundário deve ser escrita na forma regressiva para ser definida no ponto i = ii.

Análogamente deve esta diferença ser progressiva para o primário, visando sua definição no ponto i = 1.

Para um instante genérico K + ε, tem-se para um ponto i e uma variável T, espacialmente,

$$\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_i^{K+\varepsilon} = \frac{T_{i+1}^{K+\varepsilon} - T_i^{K+\varepsilon}}{\Delta x}$$ Diferença finita progressiva em relação a x (na direção x) 2.3

$$\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_i^{K+\varepsilon} = \frac{T_i^{K+\varepsilon} - T_{i-1}^{K+\varepsilon}}{\Delta x}$$ Diferença finita regressiva em relação a x (na direção x). 2.4



onde $0 \leq \varepsilon \leq 1$ e $T^{K+\varepsilon} = (1-\varepsilon)T^{K} + \varepsilon\, T^{K+1}$

Para o nó $i = 1$, tem-se para o circuito secundário

$$\frac{T21^{K+1} - T21^{K}}{\Delta t} + \frac{G2}{\rho 2}\left(\frac{T21^{K+\varepsilon} - T02}{\Delta x}\right) = \frac{UK2}{\rho 2Cp2}\left(T11^{K+\varepsilon} - T21^{K+\varepsilon}\right) \qquad 2.5$$

ou,

$$\frac{T21^{K+1} - T21^{K}}{\Delta t} + \frac{G2}{\rho 2}\left(\frac{\varepsilon T21^{K+1} + (1-\varepsilon)T21^{K} - T02}{\Delta x}\right) = \frac{UK2}{\rho 2CP2}\left(\varepsilon T11^{K+1} + (1-\varepsilon)T11^{K} - \varepsilon T21^{K+1} - (1-\varepsilon)T21^{K}\right) \qquad 2.6$$

Analogamente para o nó $i = ii$ no circuito primário,

$$\frac{T1_{ii}^{K+1} - T1_{ii}^{K}}{\Delta t} + \frac{G1}{\rho 1}\left(\frac{T01 - \varepsilon T1_{ii}^{K+1} - (1-\varepsilon)T1_{ii}^{K}}{\Delta x}\right) = \frac{UK1}{\rho 1CP1}\left(\varepsilon T2_{ii}^{K+1} + (1-\varepsilon)T2_{ii}^{K} - \varepsilon T1_{ii}^{K+1} - (1-\varepsilon)T1_{ii}^{K}\right) \qquad 2.7$$

Ao nó genérico i, aplicam-se respectivamente aos circuitos secundário e primário.

$$\frac{T2_{i+1}^{K+1} - T2_{i+1}^{K}}{\Delta t} + \frac{G2}{\rho 2}\left(\frac{\varepsilon T2_{i+1}^{K+1} + (1-\varepsilon)T2_{i+1}^{K} - \varepsilon T2_{i}^{K+1} - (1-\varepsilon)T2_{i}^{K}}{\Delta x}\right) =$$

$$\frac{UK2}{\rho 2.Cp2}\left(\varepsilon T1_{i+1}^{K+1} + (1-\varepsilon)T1_{i+1}^{K} - \varepsilon T2_{i+1}^{K+1} - (1-\varepsilon)T2_{i+1}^{K}\right) \qquad 2.8$$

$$\frac{T1_{i}^{K+1} - T1_{i}^{K}}{\Delta t} + \frac{G1}{\rho 1}\left(\frac{\varepsilon T1_{i+1}^{K+1} + (1-\varepsilon)T1_{i+1}^{K} - \varepsilon T1_{i}^{K+1} - (1-\varepsilon)T1_{i}^{K}}{\Delta x}\right) =$$

$$\frac{UK1}{\rho 1Cp1}\left(\varepsilon T2_{i}^{K+1} + (1-\varepsilon)T2_{i}^{K} - \varepsilon T1_{i}^{K+1} - (1-\varepsilon)T1_{i}^{K}\right) \qquad 2.9$$

Para $i = i, ii-1.$

As equações (2.6) a (2.9) devem ter os termos em (K+1) explicitados formando o sistema matricial

$$AT^{K+1} = B^{K} \qquad 2.10$$

onde B^K é uma função de T^K e A a matriz dos coeficientes.

Com notação matricial aplicada as equações (2.6) e (2.8), obtem-se respectivamente:

$$\left[\left(\frac{1}{\Delta t} + \frac{\varepsilon G2}{\rho 2Cp2} + \frac{\varepsilon UK2}{\rho 2Cp2}\right)\left(-\frac{\varepsilon UK2}{\rho 2Cp2}\right)\right] \begin{bmatrix} T21^{K+1} \\ T11^{K+1} \end{bmatrix} = -$$

$$\left[\left(\frac{1}{\Delta t} - \frac{(1-\varepsilon)G2}{\rho 2\Delta x} - \frac{(1-\varepsilon)UK2}{\rho 2Cp2}\right)\left(\frac{(1-\varepsilon)UK2}{\rho 2Cp2}\right)\left(\frac{G2}{\rho 2\Delta x}\right)\right] \begin{bmatrix} T21^{K} \\ T11^{K} \\ T02^{K} \end{bmatrix} \qquad 2.11$$

$i = 1$

$$\left[\left(\frac{-\varepsilon G2}{\rho 2\Delta x}\right)\left(\frac{1}{\Delta t} + \frac{\varepsilon G2}{\rho 2\Delta x} + \frac{\varepsilon UK2}{\rho 2Cp2}\right)\left(-\frac{\varepsilon UK2}{\rho 2Cp2}\right)\right] \begin{bmatrix} T2_{i}^{K+1} \\ T2_{i+1}^{K+1} \\ T1_{i+1}^{K+1} \end{bmatrix} =$$

$$\left[\left(\frac{(1-\varepsilon)G2}{\rho 2\Delta x}\right)\left(\frac{1}{\Delta t} - \frac{(1-\varepsilon)G2}{\rho 2\Delta x} - \frac{(1-\varepsilon)UK2}{\rho 2Cp2}\right)\left(\frac{(1-\varepsilon)UK2}{\rho 2Cp2}\right)\right] \begin{bmatrix} T2_{I}^{K} \\ T2_{i+1}^{K} \\ T1_{i+1}^{K} \end{bmatrix}$$

$i = 2, ii$ 2.12

De forma análoga, as equações (2.7) e (2.9) equivalem a:

$$\left| \left(\frac{\varepsilon G1}{\rho 1 \Delta x}\right) \left(\frac{1}{\Delta t} - \frac{\varepsilon G1}{\rho 1 \Delta x} + \frac{\varepsilon UK1}{\rho 1 Cp1}\right) \left(- \frac{\varepsilon UK1}{\rho 1 Cp1}\right) \right| \begin{vmatrix} T1_{i+1}^{K+1} \\ T1_{i}^{K+1} \\ T2_{i}^{K+1} \end{vmatrix} =$$

$$\left| \left(\frac{-(1-\varepsilon) G1}{\rho 1 \Delta x}\right) \left(\frac{1}{\Delta t} + \frac{(1-\varepsilon) G1}{\rho 1 \Delta x} - \frac{(1-\varepsilon) UKL}{\rho 1 Cp1}\right) \left(\frac{(1-\varepsilon) UK1}{\rho 1 Cp1}\right) \right| \begin{vmatrix} T1_{i+1}^{K} \\ T1_{i}^{K} \\ T2_{i}^{K} \end{vmatrix}$$

$i = 1, ii-1$ 2.13

$$\left| \left(\frac{1}{\Delta t} - \frac{\varepsilon G1}{\rho 1 \Delta x} + \frac{\varepsilon UK1}{\rho 1 Cp1}\right) \left(- \frac{\varepsilon UK1}{\rho 1 Cp1}\right) \right| \begin{vmatrix} T1_{ii}^{K+1} \\ T2_{ii}^{K+1} \end{vmatrix} =$$

$$\left| \left(\frac{1}{\Delta t} + \frac{(1-\varepsilon) G1}{\rho 1 \Delta x} - \frac{(1-\varepsilon) UK1}{\rho 1 Cp1}\right) \left(\frac{(1-\varepsilon) UK1}{\rho 1 Cp1}\right) \left(- \frac{G1}{\rho 1 \Delta x}\right) \right| \begin{vmatrix} T1_{ii}^{K} \\ T2_{ii}^{K} \\ T01^{K} \end{vmatrix}$$

$0 \leq \varepsilon \leq 1$ 2.14

2.4- Aplicação Numérica

Inicialmente foi desenvolvida uma análise em estado estacionário para o trocador de calor, objetivando a determinação do melhor ordenamento das equações em relação à geometria, afim de selecionar a ordem mais conveniente para que os elementos da matriz dos coeficientes estejam dispostos próximos à diagonal principal.

O estado estacionário é atingido quando $\frac{\partial T}{\partial t} = 0$, e as equações (2.1) e (2.2) com notação simplificada equivalem respectivamente em diferenças finitas a:

$$-T2_i + T2_{i+1}\left(1 + \frac{\Delta x UK2}{G2Cp2}\right) - \frac{\Delta x UK2}{G2Cp2} T1_{i+1} = 0 \qquad 2.15$$

$$i = 2, ii$$

$$T1_{i+1} + \left(\frac{\Delta x UK1}{G1Cp1} - 1\right) T1_i - \frac{\Delta x UK1}{G1Cp1} T2_i = 0 \qquad 2.16$$

$$i = 1, ii-1$$

Nesta análise as condições de contôrno para (2.15) e (2.16) são:

$$T21 = T02 \qquad i = 1$$

$$T1_{ii} = T01 \qquad i = ii$$

onde ii é o número total de nós, equivalente ao número de volumes elementares obtidos pela divisão axial do trocador de calor de comprimento L, sendo o passo $\Delta x = \frac{L}{ii}$. Figura 2.3.

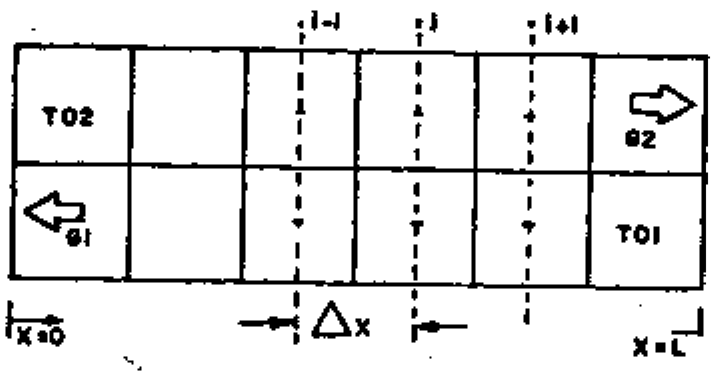


FIGURA 2.3- Divisão Axial do Trocador de Calor de Comprimento L e posicionamento das Condições de Contôrno.

Para cada volume genérico de nó i, aplicam-se as equações (2.15) e (2.16) , resultando num sistema linear colocado na forma matricial $AX = B$.

Neste exemplo convencionou-se escrever inicialmente a equação (2.15) para todos os nós $i = 1,ii$, seguindo-se a equação (2.16) aplicada identicamente. O sistema obtido acha-se esquematizado na Figura 2.4, onde X denota um elemento não nulo, com um número total $N = 2ii$ equações algébricas geradas.

Observando-se a matriz dos coeficientes, conclui-se ser a mesma uma matriz esparsa, possuindo um número elevado de elementos nulos, representados pelos espaços vazios da matriz A. Esta matriz possui uma banda, isto é, seus elementos não nulos estão localizados em sub-diagonais determinada pela distância (Número de sub-diagonais) entre a diagonal principal e a subdiagonal possuidora do elemento não nulo, localizada na posição mais extrema da matriz.

Na solução do sistema AX = B foi utilizada a subrotina SPAMA1 /11/, que resolve um sistema de equações algébricas lineares empregando o método da eliminação de Gauss aplicável a matrizes esparsas. Tal método consiste basicamente na triangularização da matriz A pela eliminação dos elementos localizados à esquerda da diagonal principal, obtendo-se a solução do sistema por substituições regressivas (Figura 2.5).

No processo progressivo de eliminação procura-se uma linha que tenha um elemento na mesma coluna do correspondente a ser eliminado, pertencente a linha anterior. Por operações algébricas convenientes, e empregando propriedades aplicáveis às matrizes , consegue-se a eliminação do elemento considerado. Entretanto, estas operações criam novos elementos na linha do elemento eliminado, e quando esta linha for utilizada para futuras eliminações, carregará correspondentes dos elementos criados para a linha do novo elemento eliminado.

A tendência do método é fazer com que toda a banda disponível seja preenchida pelos elementos criados , e consequentemente é conveniente um ordenamento das equações que origine uma banda estreita, afim de que sejam economizados posições de memória para o armazenamento da matriz, e o tempo de processamento do sistema seja diminuído.

O ordenamento inicial gera uma banda disponível de largura ii, Figura 2.4, que poderá originar um número elevado de elementos criados.

Para otimizar a solução numérica , propõe-se um ordenamento alternado das equações, segundo a sequência K, ii + K, com K inteiro e $1 \leq K \leq ii$. O novo sistema resultante $AX = B$ acha-se esquematizado na Figura 2.6.

A banda para esta ordenação é constante e igual a 3 (Figura 2.7), e pelas razões expostas possui melhor desempenho numérico, conforme os resultados expressos no fim do Capítulo.

No estudo do regime não estacionário foi simulado um transiente na vazão do circuito secundário do trocador de calor em contra-corrente, empregando-se as formulações previamente desenvolvidas e ordenamento alternado das equações.

Utilizando a vazão do secundário como termo forçante foi obtido o comportamento transiente do trocador de calor, partindo do estado estacionário. O mesmo transiente foi simulado pelo programa CSMP (Continuous System Modeling Program) da IBM, para fins de comparação.

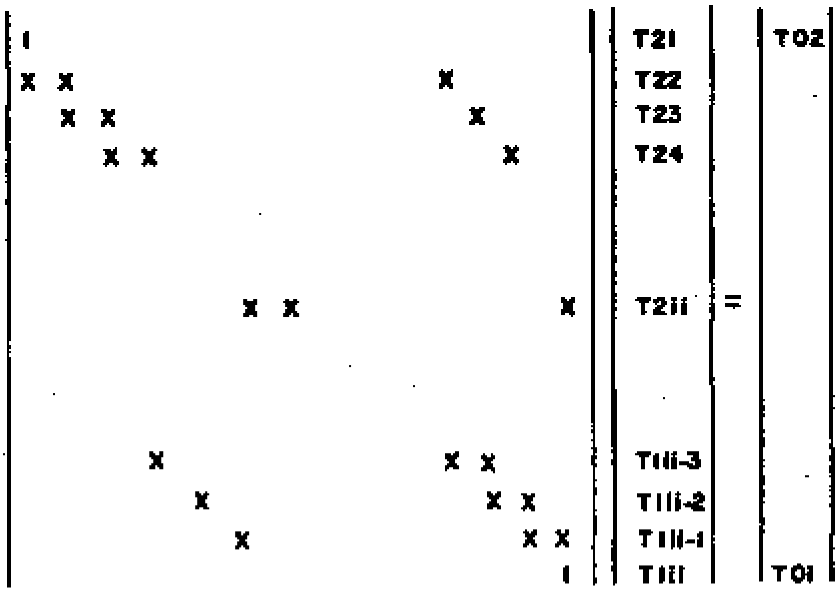


FIGURA 2-4 REPRESENTAÇÃO MATRICIAL NA FORMA AX=B DO SISTEMA LINEAR DE EQUAÇÕES ALGÉBRICAS ORDENADAS EM SEQUÊNCIA NÃO ALTERNADA N=2II

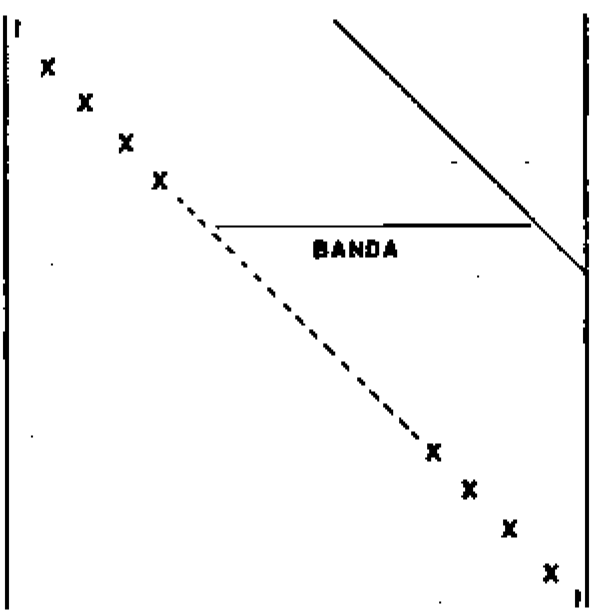


FIGURA 2-5 MATRIZ A TRIANGULARIZADA COM BANDA=II

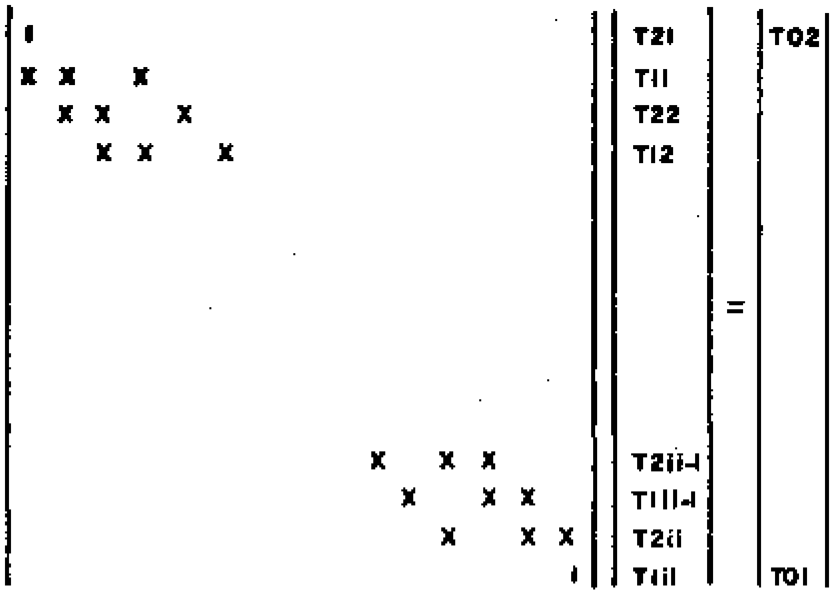


FIGURA 2-6 REPRESENTACAO MATRICIAL NA FORMA AX=B DO SISTEMA LINEAR DE EQUAÇÕES ALGÉBRICAS ORDENADAS ALTERNADAMENTE

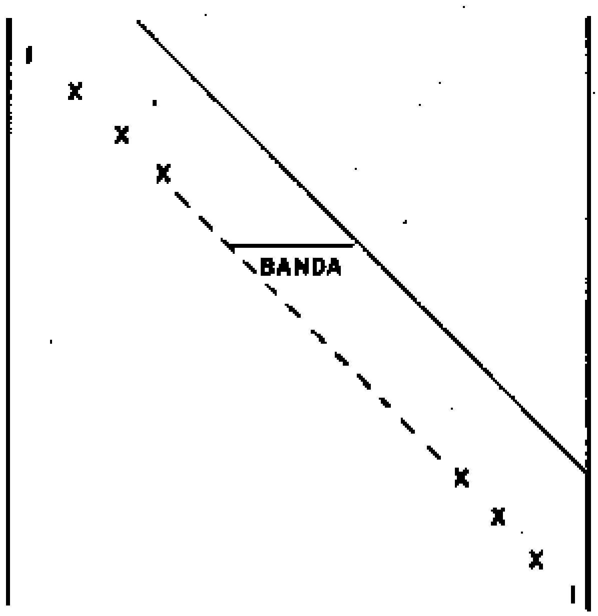


FIGURA 2-7 MATRIZ A TRIANGULARIZADA COM BANDA DE LARGURA CONSTANTE E IGUAL A 3

O transitório desenvolvido possibilitou o estudo da estabilidade numérica do sistema em regime não estacionário - em função dos passos Δx e Δt e do parâmetro ε .

Para $\varepsilon = 1$ a formulação em diferenças finitas é implícita, sendo incondicionalmente estável.

Quando ε for nulo, tem-se a formulação explícita. Neste caso, a matriz A em (2.10) já está triangularizada, significando que a solução do sistema (2.10) pode ser obtida por - substituições regressivas.

Para $\varepsilon \neq 0$ é necessário resolver um sistema de equações algébricas. Quando este sistema contiver um número elevado de equações, sua solução pelas subrotinas disponíveis é bastante onerosa. Porém, quando a matriz dos coeficientes além de esparsa tiver uma banda estreita, pode-se empregar as subrotinas SPAMA OU MASP1 /11/ com vantagens.

A Tabela 2.1 expressa os desempenhos entre as subrotinas SPAMA1, GELB (SSP-IBM) e SIMQ(SSP-IBM) na solução de um sistema com 600 equações algébricas.

SUBROTINA	TEMPO DE CPU |s|	MEMÓRIA Kbytes
SIMQ	720.	120
GELB	8.34	97
SPAMA1	9.14	83

TABELA 2.1- Resultados comparativos entre as subrotinas SIMQ, GELB e SPAMA1 na solução de um sistema com 600 - equações algébricas.

A subrotina GELB também é aplicada com matrizes esparsas em banda, porém, requer mais memória que a SPAMA1, além de ter a montagem da matriz mais complicada.

A aplicabilidade das formulações para $0 \leq \varepsilon \leq 1$ depende apenas da estabilidade numérica, observando-se que na faixa $0 < \varepsilon \leq 1$ o trabalho numérico é o mesmo, ou seja, a matriz não é triangular. Para $\varepsilon = 0$ a estabilidade é mais crítica, e os critérios de estabilidade analisados a seguir devem ser respeitados.

Neste trabalho foi deduzido o seguinte critério de estabilidade para o caso explícito, aplicável ao modelo numérico do trocador de calor. Apêndice 1.

$$1 \geq \frac{V2\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK2\Delta t}{\rho 2Cp2} \tag{2.17}$$

e

$$1 \geq \frac{V1.\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK1.\Delta t}{\rho 1Cp1} \tag{2.18}$$

onde V2 e V1 são as velocidades dos circuitos secundários e primários, respectivamente.

O critério é válido quando as desigualdades (2.17) e (2.18) forem simultâneamente observados. Para a igualdade - definem-se dois valores de Δt, conhecidos como críticos genericamente.

$$\Delta t_c = \frac{1}{\frac{V}{\Delta x} \qquad \frac{UK}{\rho Cp}} \tag{2.19}$$

O menor Δt_c é o passo temporal crítico do sistema de equações algébricas lineares em formulação explícita, e a solução é estável para os passos Δt, desde que $\Delta t \leq \Delta t_c$.

O relatório BNWL-1962, COBRA IV /12/ propõe a seguinte definição para Δt_c

$$\Delta t_c = \frac{\Delta x}{v} \qquad 2.20$$

O passo Δt_c proposto pelo critério COBRA IV, equação (2.20), foi deduzido para um sistema de equações algébricas obtidas a partir de equações diferenciais representativas da aplicação dos princípios de conservação: massa, quantidade de movimento e energia no estudo termo-hidráulico de barras de elementos combustíveis de reatores nucleares, onde o termo de troca de energia não aparece explicitamente pois a potência gerada em cada barra é suposta conhecida, sendo integralmente transferida para o fluído arrefecedor da barra considerada. Este critério é válido para os sistemas de equações baseados na aplicação dos princípios de conservação.

2.5- Resultados Numéricos

2.5.1- Estado Estacionário

A determinação da distribuição axial de temperaturas para o trocador de calor modelado numericamente, nos regimes estacionário e transitório aplicou-se a um trocador com as seguintes características e propriedades. Tabela 2.2.

	PRIMÁRIO	SECUNDÁRIO	UNIDADES
Temperatura de entrada	100	10	°C
Vazão de massa	1000	500	kg/m^2s
Densidade	1000	1000	kg/m^3
Calor específico	4180	4180	J/kg°C
Diâmetro	2	1.4	m
Comprimento	5		m
Coeficiente global de transferência de calor	1000		w/m^2°C

TABELA 2.2- Propriedades físicas e características geométricas e operacionais do trocador de calor esquematizado na Figura 2.1.

A Tabela 2.3 descreve a distribuição axial de temperaturas no regime estacionário. As ordenações propostas no desenvolvimento chegaram a um mesmo resultado, porém, com desempenhos numéricos distintos .

Para comprovar a superioridade da solução alternada foram processadas ambas as ordenações para distintos números de nós ii. Conforme a análise teórica desenvolvida, verificou-se que na ordem alternada ocorrem sempre 3 novos elementos numa linha genérica para uma banda igual a 4, independendo do número total de equações N = 2ii . Para o mesmo número de equações com uma banda igual a ii, ocorrem na sequência linear N1 = ii-1 elementos, requerendo um maior dimensionamento de memória com acréscimo do tempo de processamento (Tabela 2.4).

Posição Axial	Temperaturas |°C|	
|m|	Primário	Secundário
.5	64.34	10.00
1.0	73.01	30.39
1.5	79.80	46.38
2.0	85.13	58.92
2.5	89.31	68.72
3.0	92.59	76.47
3.5	95.16	82.52
4.0	97.18	87.26
4.5	98.76	90.98
5.0	100.00	93.90

TABELA 2.3- Distribuição axial de temperaturas no trocador de calor em regime estacionário , para 10 divisões axiais.

Número de elementos			Tempo de CPU |s|		Memória necessária Kbytes	
ii	S	A	S	A	S	A
10	9	3	.38	.24	1.36	.66
20	19	3	. 6	.30	5.08	1.05
30	29	3	. 9	.43	11.13	1.99
50	49	3	1.7	.71	30.27	3.32
100	99	3	3.8	1.73	119.14	6.64

TABELA 2.4- Tabela comparativa do desempenho numérico dos ordenamentos sequencial (s) e alternado (A); $N = 2_{ii}$ equações.

2.5.2- Regime Transiente

No regime transiente ordenaram-se as equações (2.11) a (2.14) alternadamente, pelo seu melhor desempenho na solução - do estado estacionário.

Partindo do estado estacionário , perturbou-se o trocador de calor por uma variação do tipo degrau na vazão em massa do circuito secundário. Tabela 2.5.

TEMPO	INSTANTE	G02 |$kg/m^2.s$|
t = 0	K = 1	500
t > 0	K = 2,KK	1000

TABELA 2.5- Variação da vazão em massa do circuito secundário utilizada como termo forçante.

Empregando-se as distintas formulações em diferenças finitas , $0 \leq \varepsilon \leq 1$. foi observado o comportamento dinâmico do trocador de calor por um período de 18 segundos após a introdução da perturbação, com os passos Δt=1 s e Δx= .5 m.

O mesmo transiente foi simulado pelo programa CSMP , utilizando o método de Runge Kutta de quarta ordem e passo variável, para realizar as integrações das equações diferenciais, afim de obter explicitamente as variáveis.

Os resultados para a formulação implícita $\varepsilon = 1$ e CSMP encontram-se na Tabela 2.6 e Figura 2.8.

Analisando a Tabela 2.7 observa-se que o valor da temperatura para $\varepsilon = .5$ e $\Delta t = 1$ s, iguala-se ao produzido pelo programa CSMP. Quando $\varepsilon = .5$ a diferença finita é central, significando que a aproximação no cálculo da derivada é de segunda ordem, portanto mais precisa que $\varepsilon = 0$ e $\varepsilon = 1$. Além disso Δt é o menor passo discreto analisado, levando ao menor êrro na aproximação da derivada temporal.

Este raciocínio explica a diferença observada nas curvas da Figura 2.8.

COMPORTAMENTO		TRANSIENTE			
Tempo	Vazão Secundário |kg/m^2.s|	Temperatura de saída do secundário |°C|		Temperatura de Saída do primário | °C |	
		CSMP	DIF.FIN.	CSMP	DIF.FIN.
0	500	95.42	95.42	58.97	58.97
1	1000	93.12	93.09	56.30	56.26
2		90.72	90.76	52.81	53.25
3		88.20	88.52	49.92	50.53
4		85.85	86.46	47.39	48.21
5		83.88	84.66	45.41	46.26
6		82.29	83.11	43.81	44.65
7		81.00	81.81	42.50	43.31
8		80.00	80.73	41.47	42.20
9		79.15	79.84	40.59	41.29
10		78.48	79.10	39.89	40.53
11		77.93	78.49	39.33	39.91
12		77.49	77.99	38.88	39.39
13		77.14	77.58	38.50	38.96
14		76.85	77.24	38.20	38.61
15		76.61	76.96	37.97	38.32
16		76.43	76.72	37.78	38.02
17		76.28	76.53	37.61	37.88
18		76.15	76.37	37.49	37.72

TABELA 2.6 - Comportamento transiente do trocador de calor induzido pela variação da vazão do secundário.

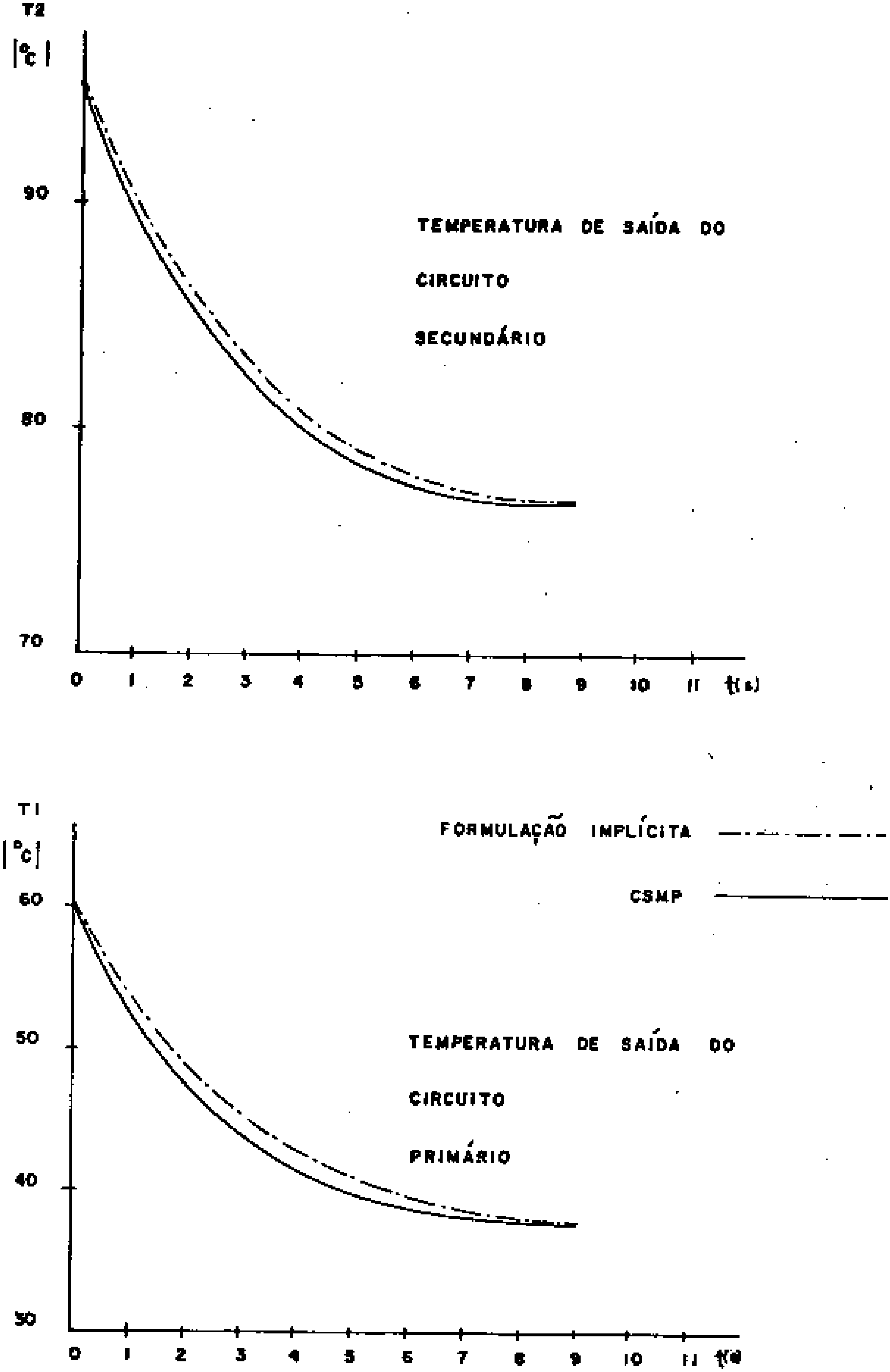


FIGURA 2-8 COMPORTAMENTO TRANSIENTE DO TROCADOR DE CALOR

TEMPERATURA DE SAÍDA DO SECUNDÁRIO |°C |NO TEMPO t = 20s			
ε	PASSO Δt | s |		
	1	2	10
1	76.14	76.32	78.04
.8	76.06	76.16	76.08
.5	75.97	75.95	74.03
.3	75.89	não há	
0	CONVERGÊNCIA		
VALOR CSMP | °C | = 75.97			

TABELA 2.7- Temperatura de saída do circuito secundário no tempo t = 20 s em função do parâmetro ε e passo Δt .

A estabilidade da formulação explícita foi verificada pelo cálculo de Δt_C através do critério (2.19) , que nas condições operacionais do trocador de calor pode ser expresso em relação ao circuito secundário, como:

$$\Delta t_c = \left(\frac{.649612}{\Delta x} + .683527\right)^{-1} \qquad 2.21$$

onde a validade de (2.21) respeita implicitamente o critério de estabilidade aplicado ao circuito primário.

Numericamente foram obtidos os seguintes valores para Δt_c pela aplicação dos critérios (2.20) e (2.21) .Tabela 2.8.

CRITÉRIO		| s |
Proposto (2.21)	Δt_c	.504
COBRA IV (2.20)	$\Delta t_c = \Delta x/V$	.769

TABELA 2.8- Valores do passo temporal crítico Δt_c para os critérios (2.20) e (2.21) com o passo Δx= .5|m|

O critério proposto (2.21) foi confirmado experimentalmente pela estabilidade das soluções apresentadas em função - dos passos Δt e Δx . (Figura 2.9).

O estudo da estabilidade numérica das formulações - $0 \leq \varepsilon \leq 1$ baseou-se na análise das respostas em regime não estacionário do modelo numérico em função dos passos Δt e Δ .

Para $1 \geq \varepsilon \geq .5$ as soluções sempre foram estáveis , embora algumas oscilações ocorressem nos passos iniciais, quando valores extremos de Δt > 100 | s | foram empregados . A formulação implícita ε =1 não apresentou oscilações , sendo incondicionalmente estável.

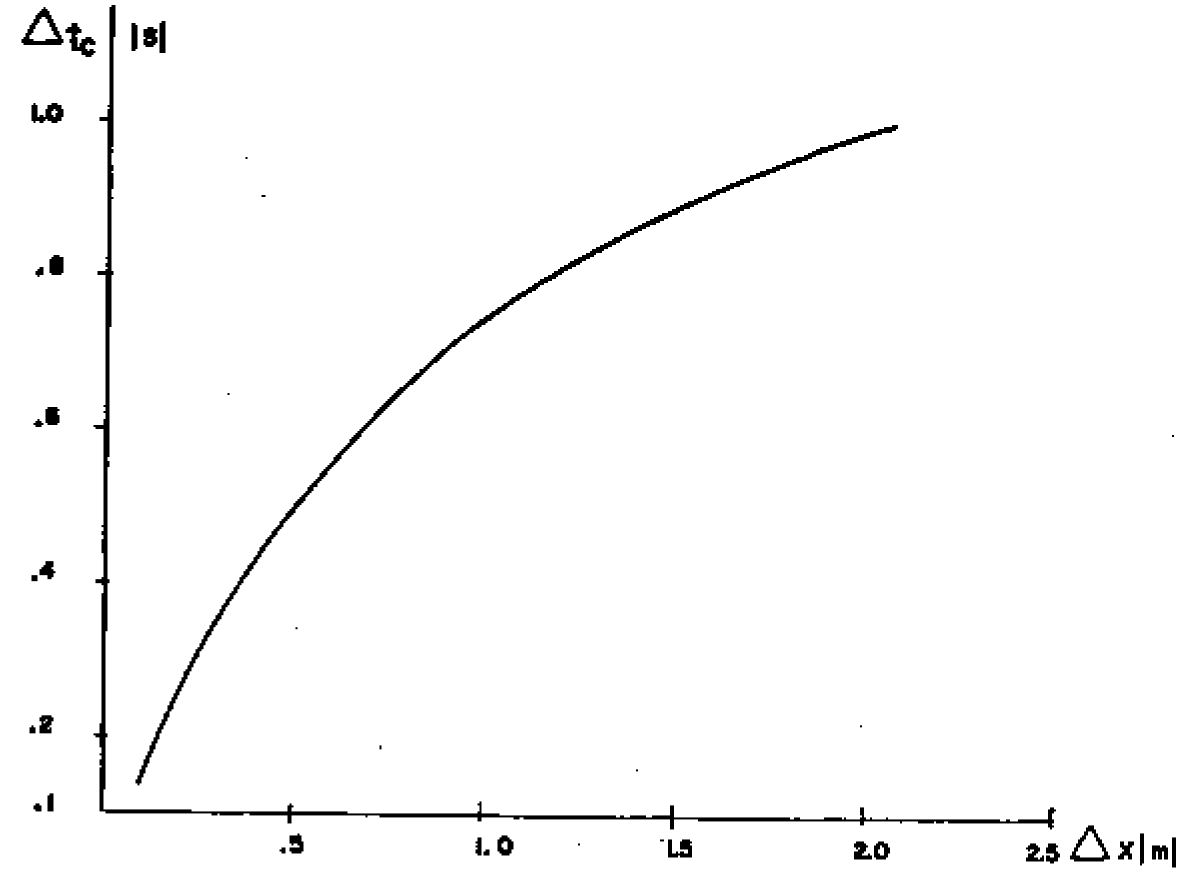


FIGURA 2-9 : PASSOS Δt_c PARA A FORMULAÇÃO EXPLÍCITA EM FUNÇÃO DO PASSO Δx

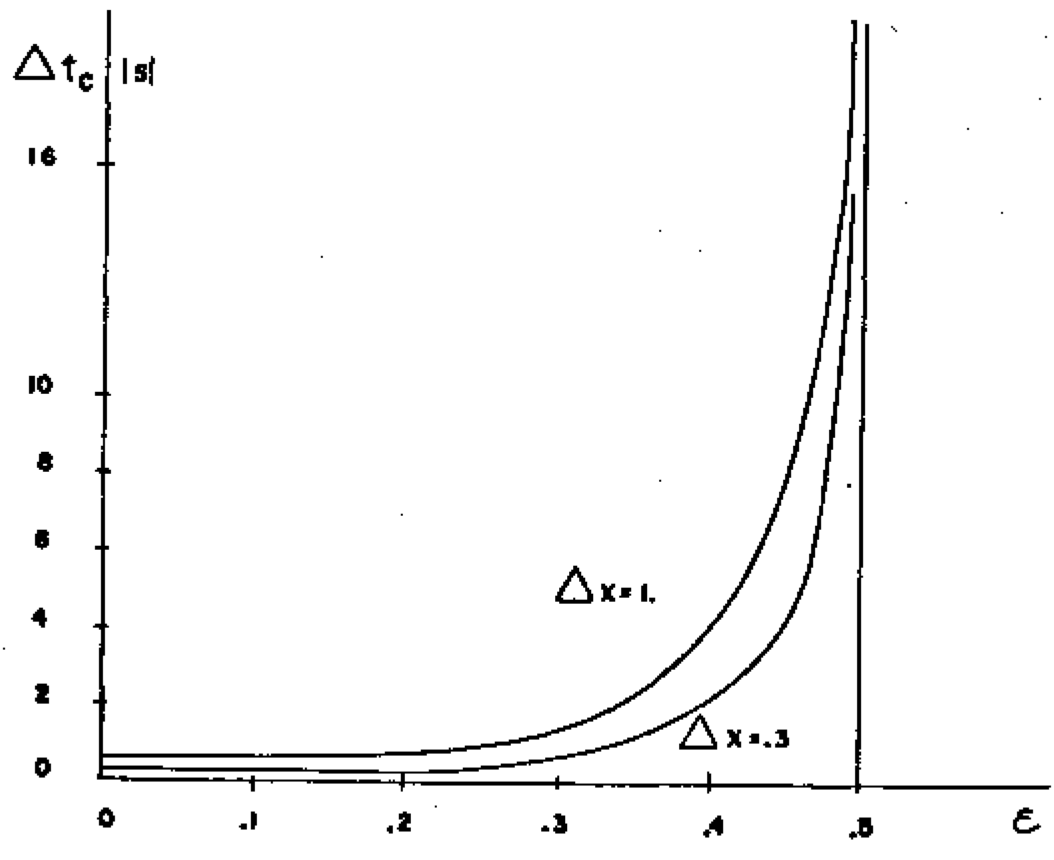


FIGURA 2-10: PASSOS Δt_c PARA AS FORMULAÇÕES $0 \leq \varepsilon \leq .5$ EM FUNÇÃO DO PARÂMETRO ε E DOIS VALORES DISTINTOS DE $\Delta x = 1.|m|$ E $.3|m|$

O passo Δt_c para as formulações $0 \leq \varepsilon \leq .5$ foi verificado experimentalmente em função dos parâmetros ε e Δx, estando seus valores representados graficamente na Figura 2.10.

2.6- Conclusões

As análises desenvolvidas a seguir sintetizam as principais conclusões da pesquisa numérica desenvolvida.

Partindo de um sistema de equações diferenciais parciais nas variáveis x e t, discretiza-se as equações em relação a x ; o sistema resultante é composto de equações diferenciais ordinárias em t. Pela aplicação de diferenças finitas em t tem-se um sistema de equações algébricas do tipo $AT^{K+1} = B^K$.

A solução otimizada do sistema empregando a subrotina SPAMA1 requer faixa reduzida , que pode ser conseguida pelo ordenamento conveniente das equações com posicionamento das variáveis próximas a diagonal principal. O sistema de equações assim montado é resolvido dentro das formulações $0 \leq \varepsilon \leq 1$.

Para $\varepsilon = 0$, a matriz já se encontra trianqularizada e a solução é obtida por substituições regressivas. Porém sua estabilidade é mais crítica que as demais, sendo possível apenas para $\Delta t \leq \Delta t_c$, que segundo o critério desenvolvido neste trabalho, e comprovado praticamente é igual a menor constante de tempo do sistema de equações.

Quando $\varepsilon > 0$, o trabalho de triangularização da matriz é o mesmo, daí utilizarem-se os valores de $\varepsilon = 1$ (implícito) ou $\varepsilon = .5$ como melhores alternativas, pois para $\varepsilon = 1$, o sistema é incondicionalmente estável,embora a aproximação introduzida pelas diferenças finitas na discretização de t seja de primeira ordem. O valor de $\varepsilon = .5$ é sempre estável, podendo ocorrer oscilações nos instantes iniciais quando em condições extremas. Sua vantagem refere-se a aproximação introduzida , que é de segunda ordem, portanto mais precisa que as demais.

Para modelos numéricos mais complexos propõe-se a formulação implícita como melhor alternativa por sempre levar a soluções estáveis , embora dentro de passos Δx e Δt razoáveis fisicamente, as formulações $.5 \leq \varepsilon < 1$ sempre convirjam.

3. ESTUDO DO GERADOR DE VAPOR SUPERCRÍTICO COMO CIRCUÍTO ABERTO

3.1 - Sistema Físico

Considera-se especificamente o sistema secundário de geração de vapor da usina nuclear MSBR, e em particular seu gerador de vapor, com os parâmetros de projeto da Tabela 3.1.

O comportamento dinâmico do gerador de vapor supercrítico pode ser descrito, através do modelo desenvolvido pela aplicação das equações de conservação /13, 14/: massa, quantidade de movimento e energia, e as equações de estado para a água . As condições de contôrno para as variáveis do sistema aplicam-se na entrada e na saída das seções.

No desenvolvimento do modelo matemático para o gerador de vapor assumiu-se que todos os tubos de água comportam-se idênticamente, consequentemente, modela-se apenas um tubo com sua correspondente corrente de sal. (Figura 3.1) .As hipóteses adicionais assumidas na modelagem são:

(1) Em geral:

a - as propriedades dos fluídos são uniformes em quaisquer seções;

b - variações nas elevações são desprezadas;

c - os termos de energia potencial e cinética são desprezíveis.

(2) Gerador de vapor:

a - despreza-se a condução axial;

b - há fluxo de calor e distribuição de velocidade uniformes em quaisquer seções;

c - o armazenamento dinâmico de calor pelas paredes do tubo e carcaça são desprezíveis;

d - a densidade e o calor específico do sal são constantes na faixa de temperatura de interêsse;

e - o sal é incompressível.

(3) Acelerador da turbina:

a - o acelerador representa um processo ideal.

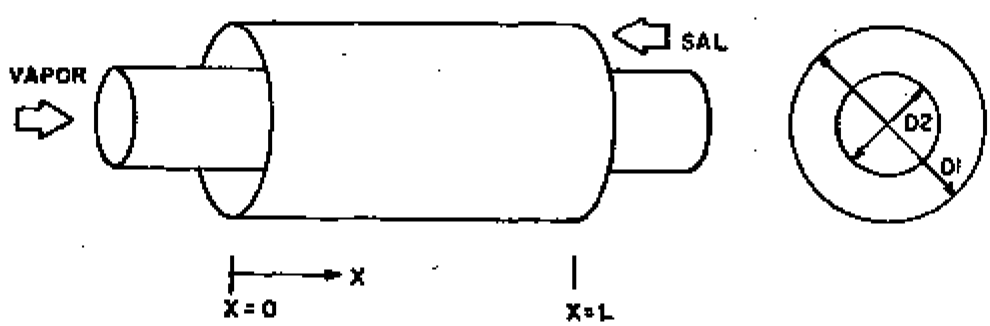


FIGURA 3.1- Modêlo Físico do Gerador de Vapor.

POTÊNCIA TÉRMICA	MW(t)	120.6
Condições no lado dos tubos:		
Fluido-vapor	psia	3600 - 3800 psia
Diâmetro externo dos tubos	in	1/2
Comprimento	ft	76.4
Número de tubos		393
Temperaturas de entrada e saída	°F	700 - 1000
Vazão de massa	lbm/hr	630000
Superfície total de troca de calor	ft^2	3929
Perda de carga devido ao escoamento	psia	154
Condições do lado da carcaça:		
Fluído - sal		
Diâmetro externo da carcaça	ft	1.5
Temperaturas de entrada e saida	°F	1150 - 850
Vazão de massa	lbm/hr	3.82×10^6
Valor aproximado do coeficiente global de transferência de calor	$BTU/hrft^2 °F$	490 - 530
Número total de geradores de vapor		16

TABELA 3.1- Parâmetros principais de projeto para o gerador de vapor da central de potência MSBR de 1000 MW(e) .

3.2 - Modelo Matemático Analítico

O modelo matemático do sistema é constituído pelas equações de conservação de massa , quantidade de movimento e energia escritas em forma diferencial. Estas equações são escritas no espaço unidimencional x (direção do fluxo de vapor) e no tempo t, com x variando entre 0 e L, e t entre 0 e ∞. As equações que se seguem são as consideradas neste estudo.

3-1 - Conservação da massa (vapor)

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v) = 0 \qquad 3.1$$

3-2 - Conservação da quantidade de movimento (vapor)

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v^2) = - g_C \frac{\partial P}{\partial x} - C \frac{G^2}{\rho} \qquad 3.2$$

3-3 - Conservação da energia (vapor)

$$\frac{\partial (\rho e)}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial x}(Gh) + K_2 U(\theta - T) \qquad 3.3$$

3-4 - Conservação da energia (sal)

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} + v \frac{\partial \theta}{\partial x} - \frac{K_1 U}{\rho_1 Cp_1}(T - \theta) = 0 \qquad 3.4$$

3-5 - Equações de estado para o vapor

$$T = T(P,h) \tag{3.5}$$

$$\rho = \rho(P,h) \tag{3.6}$$

As equações (3.5) e (3.6) correspondem as tabelas de vapor, que neste trabalho foram representadas por polinômios compostos a duas variáveis /15/. Apêndice 2 .

Para eliminar as derivadas temporais da densidade do vapor ρ , a equação do balanço de massa (3.1) pode ser rearranjada . Partindo-se de (3.6) , tem-se:

$$\frac{\partial \rho(P,h)}{\partial t} = \left(\frac{\partial \rho}{\partial h}\right)_P \frac{\partial h}{\partial t} + \left(\frac{\partial \rho}{\partial P}\right)_h \frac{\partial P}{\partial t} \tag{3.7}$$

Substituindo-se (3.7) em (3.1) resulta:

$$\left(\frac{\partial \rho}{\partial h}\right)_P \frac{\partial h}{\partial t} + \left(\frac{\partial \rho}{\partial P}\right)_h \frac{\partial P}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v) = 0 \tag{3.8}$$

Empregando-se a equação (3.1) , as equações (3.2) e (3.3) podem ser simplificadas.

A equação (3.2) pode ser reescrita como:

$$\frac{\partial(\rho \frac{G}{\rho})}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{G}{\rho} . G \right) - g_C \frac{\partial P}{\partial x} - C \frac{G^2}{\rho}$$

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial t} (\rho v^2) = - g_C \frac{\partial P}{\partial x} - C \frac{G^2}{\rho}$$

$$\frac{\partial(\rho \frac{G}{\rho})}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{G}{\rho} . G \right) - g_C \frac{\partial P}{\partial x} - \frac{2f}{\partial h} \frac{G^2}{\rho}$$

$$\frac{G}{\rho} \left(\frac{\partial P}{\partial t} \right) + \rho . \frac{\partial}{\partial t} (G/_{\rho}) = - \left[G . \frac{\partial}{\partial X} (G/_{\rho}) + \frac{G}{\rho} \frac{\partial G}{\partial x} \right] - g_C \frac{\partial P}{\partial x} - C . \frac{G^2}{\rho}$$

Introduzindo-se a equação de conservação de massa

$$\frac{G}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho . \frac{\partial}{\partial t} (G/_{\rho}) = - \left[G . \frac{\partial}{\partial x} (G/_{\rho}) - \frac{G}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial t} \right] - g_C \frac{\partial P}{\partial x} - C \frac{G^2}{\rho}$$

$$\rho . \frac{\partial}{\partial t} (G/_{\rho}) = - G . \frac{\partial}{\partial t} (G/_{\rho}) - g_C . \frac{\partial P}{\partial x} - C \frac{G}{\rho} [G] .$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} = - \frac{g_C}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} - u \frac{\partial u}{\partial x} - C u [u] \qquad 3.9$$

Análogamente para (3.3)

$$\frac{\partial(\rho e)}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial x} (Gh) + K U (\theta - T)$$

Pela definição de entalpia específica $h = e + \frac{P}{\rho}$

$$\rho e = - P + \rho h$$

$$\frac{\partial (\rho h)}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial x} (Gh) + K_2 U (\theta - T) + g_C \frac{\partial P}{\partial t}$$

$$\rho \frac{\partial h}{\partial t} + h . \frac{\partial \rho}{\partial t} = - \left[G \frac{\partial h}{\partial x} + h . \frac{\partial G}{\partial x} \right] + K U (\theta - T) + g_C \frac{\partial P}{\partial t}$$

$$\rho \frac{\partial h}{\partial t} = - G . \frac{\partial h}{\partial x} + K_2 (\theta - T) + g_C \frac{\partial P}{\partial t}$$

$$\frac{\partial h}{\partial t} + U \frac{\partial h}{\partial t} - \frac{K_2 U}{\rho} (\theta - T) - \frac{g_C}{\rho} \frac{\partial P}{\partial t} = 0 \qquad 3.10$$

As condições de contôrno utilizadas são :

$$P(0,t) = P^{o}(t) \qquad 3.11$$

$$h(0,t) = h^{o}(t) \qquad 3.12$$

$$U(L,t) = \frac{U_o \rho_o}{P_o} a_T^2(t) \frac{((L,t)}{\rho(L,t)} \qquad 3.13$$

$$\theta(L,t) = \theta^{L}(t) \qquad 3.14$$

onde $P^o(t)$,$h^o(t)$ e $\theta(t)$ são os valores impostos respectivamente para a pressão da bomba de alimentação do vapor $P(0,t)$, entalpia de entrada do vapor $h(0,t)$, e temperatura de entrada do sal $\theta(L,t)$.

A equação (3.13) relaciona a velocidade de saída do vapor após o acelerador da turbina $u(L,t)$ com a pressão $P(L,t)$ e a densidade $\rho(L,t)$ na saída do gerador e a área normalizada da válvula /9, 16/. Os valores de saída de u, ρ e P para operação em plena carga são denotadas por u_o, ρ e P_o .

Simbologia empregada:

- Simbolos aplicados ao vapor:

e = energia interna específica	[J/kg]
G = vazão de massa	[kg/m^2 s]
u = velocidade	[m/s]
T = temperatura	[°C]
ρ = densidade	[kg/m^3]
P = pressão	[BAR]
h = entalpia	[J/kg]

- Simbolos aplicados ao sal:

θ = temperatura	[°C]
ρ_1 = densidade	[kg/ m^3]
Cp_1 = calor específico	[J/kg°C]
V = velocidade	[m/s]

- Simbolos gerais:

a_T = área normalizada da válvula

g_C = fator de conversão

U = coeficiente global de transferência de calor [$W/m^2{}^oC$]

C = coeficiente de atrito [$1/s.m^2$]

K = razão entre o perímetro externo e a área de passagem do vapor [m^{-1}]

K_1 = razão entre o perímetro externo do tubo de vapor e a área de passagem do sal [m^{-1}]

O coeficiente C é determinado pela relação empírica $C = \frac{2f}{Di}$, sendo f, o coeficiente de atrito de Fanning dado por

$$f = .0014 + .125\ Re^{-0.32} \qquad 3.15$$

O coeficiente global U é determinado pela expressão /10/

$$U = \left(\frac{1}{h_o} + \frac{1}{h_i(D_i/D_o}) + \frac{D_o \ln(D_o/D_i)}{2\ km}\right)^{-1} \qquad 3.16$$

h_o = coeficiente de película do lado do sal;

h_i = coeficiente de película do lado da água;

km = condutibilidade térmica da parede do tubo;

D_i e D_o = diâmetros interno e externo para o tubo de vapor respectivamente.

$$h_i = \frac{K_i}{D_i}(Nu_i)$$

$$h_o = \frac{K_o}{D_e} (Nu_o)$$

onde D_i e D_e são os diâmetros equivalentes e Nu_i e Nu_o os números de Nusselt para o vapor e sal respectivamente.

Foram empregadas as seguintes correlações para o cálculo dos números de Nusselt obtidas na referência /17/:

$$Nu_i = .00454 (Re_i)^{.923} (Pr_i)^{.63}$$

$$Nu_o = .16 (Re_o)^{.6} (Pr_o)^{.33}$$

onde os adimensionais Prandt (Pr) e Reynolds (Re) são dados por:

$$Pr = \frac{\mu Cp}{K}$$

$$Re = \frac{\rho u D}{\mu}$$

onde μ é a viscosidade dinâmica /18/, K a condutibilidade térmica /18/ e D o diâmetro equivalente. Os índices i e o - aplicam-se ao vapor e sal, com exceção dos diâmetros equivalentes correspondentes que possuem índices i e e respectivamente.

O sistema não linear de equações diferenciais parciais (3.4), (3.8), (3.9) e (3.10) deve ser resolvido conjuntamente as equações (3.5) e (3.6) para se obter as dependências espacial e temporal das variáveis u, ρ , h e θ sujeitas as condições de contôrno (3.11) a (3.14).

3.3 - Modelo Numérico

As equações diferenciais parciais não lineares que descrevem o comportamento dinâmico do gerador de vapor supercrítico são discretizadas em relação as variáveis t e x, empregando-se a técnica das diferenças finitas, resultando num sistema de equações algébricas não linear.

Pelas análises relativas à estabilidade das formulações desenvolvidas no segundo capítulo dêste trabalho, propõe-se empregar a formulação completamente implícita, $\epsilon = 1$, para garantir a convergência com estabilidade das soluções. O modelo numérico correspondente ao modelo físico é representado na Figura 3.2, com o posicionamento das variáveis esquematizado na Figura 3.3.

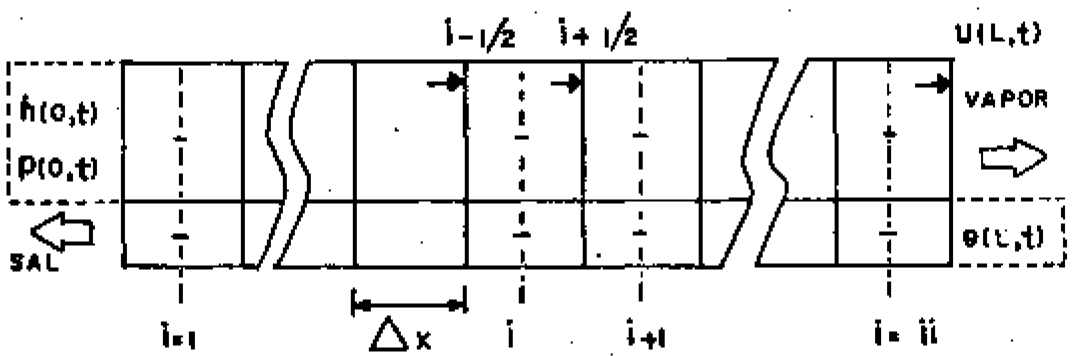


FIGURA 3.2- Modelo Numérico com indicação do sentido dos escoamentos e condições de contôrno.

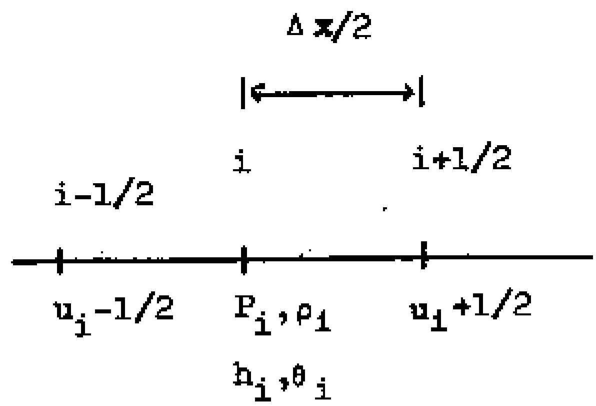


FIGURA 3.3- Posicionamento Axial das Variáveis.

As equações discretizadas , correspondentes as equações diferenciais parciais (3.4) e (3.8) a (3.10) são dadas res - pectivamente por:

$$\frac{\theta_i^{K+1} - \theta_i^{K}}{\Delta t} + V\,\frac{\theta_i^{K+1} - \theta_i^{K+1}}{\Delta x} - \frac{K_1\, U^{K+\alpha}}{\rho_l C p_l}\left(T_i^{K+\alpha} - \theta_i^{K+1}\right) \qquad 3.17$$

$$\left(\frac{\partial \rho}{\partial h}\right)_i^{K+\alpha} \frac{h_i^{K+1} - h_i^{K}}{\Delta t} + \left(\frac{\partial \rho}{\partial P}\right)_i^{K+\alpha} \frac{P_i^{K+1} - P_i^{K}}{\Delta t} +$$

$$\frac{\rho_{i+1}^{K+\alpha}\, u_{i+1/2}^{K+1} - \rho_i^{K+\alpha}\, u_{i-1/2}^{K+1}}{\Delta x} = 0 \qquad 3.18$$

$$\frac{u_{i+1/2}^{K+\alpha} - u_{i+1/2}^{K}}{\Delta t} + \frac{g_C}{\rho_i^{K+\alpha}}\,\frac{P_i^{K+1} - P_{i-1}^{K+1}}{\Delta x} +$$

$$u_{i-1/2}^{K+\alpha}\,\frac{u_{i+1/2}^{K+1} - u_{i-1/2}^{K+1}}{\Delta x} + C^{K+\alpha} u_{i+1/2}^{K+1}\,|u|_{i+1/2}^{K+\alpha} = 0 \qquad 3.19$$

$$\frac{h_i^{K+1}-h_i^K}{\Delta t} + \frac{u_{i+1/2}^{K+\alpha} + u_{i-1/2}^{K+\alpha}}{2} \cdot \frac{h_i^{K+1}-h_{i-1}^{K+1}}{\Delta x} - \frac{KU^{K+\alpha}}{\rho_i^{K+\alpha}}(\theta_i^{K+1} - T_i^{K+\alpha}) -$$

$$\frac{g_C}{\rho_i^{K+\alpha}} \cdot \frac{P_i^{K+1} - P_i^K}{\Delta t} = 0 \qquad 3.20$$

onde $i = 1,ii$, com ii nós axiais.

As equações (3.18) a (3.20) são escritas regressivamente em relação a x, na direção x, para que a solução do sistema de equações seja convergente. Pelo mesmo motivo (3.17) deve ser escrita progressivamente. Os passos temporal e axial são dados respectivamente por Δt e Δx.

A formulação numérica é sempre implícita, independendo dos valores assumidos por α, 0 ou 1.

Para $\alpha = 0$, os coeficientes no instante discreto (K+1) são calculados em função dos valores das variáveis no instante (K), obtendo-se um sistema linear para cada passo Δt.

Quando $\alpha = 1$, a matriz dos coeficientes A é função das variáveis no instante (K+1), isto é, o sistema de equações algébricas é não linear, devendo os coeficientes serem calculados iterativamente em cada passo Δt.

As equações (3.17) a (3.20) são acopladas constituindo o sistema não linear de equações algébricas:

$$AX^{K+1} = BX^K$$

onde X^{K+1} e X^K são os vetores formados pelas incógnitas nos instantes respectivos (K+1) e (K), com N = 4 (ii+1) equações.

3.4 – Método de Solução

O sistema de equações algébricas $AX^{K+1} = BX^K$ é resolvido pelo método da eliminação de Gauss, através da subrotina SPAMA1 referenciada no Capítulo 2 e aplicável a sistemas esparsos.

Conforme o estudo realizado no segundo capítulo, tem o ordenamento das equações fundamental importância no desempenho do método de solução, pois ordenamentos diferentes nos dão distintos tempos de processamento para a mesma solução, além de necessidades de dimensionamento diferentes, onde i denota o nó localizado no centro de cada volume; $i \pm 1/2$ as junções entre dois volumes consecutivos e Δx o passo espacial.

As equações foram ordenadas considerando-se primeiramente as aplicáveis ao circuito de vapor na sequência: massa, quantidade de movimento e energia, seguindo-se a equação de energia para o sal, com o posicionamento da Figura 3.4(a), onde as velocidades estão localizadas nas junções e as demais variáveis nos nós.

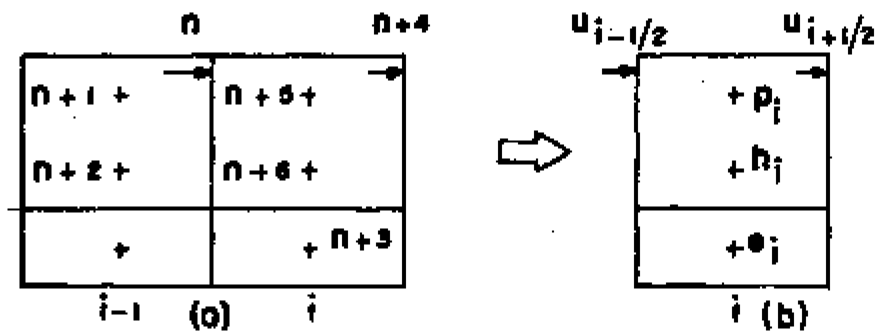


FIGURA 3.4 - Posicionamento das Equações e Variáveis

Genericamente para o volume i aplica-se a equação de conservação da massa (3.18), referenciada a posição n. As densidades nos nós i e i + 1 são calculadas com as pressões e entalpias dos volumes anteriores, i-1 e i respectivamente, aplicando-se o conceito de célula doadora (Donnor Cell). A derivada $\frac{\partial(\rho u)}{\partial x}$ é aproximada pela diferença central para o ponto i, $\frac{\rho_{i+1}^{K+\alpha}\, u_{i+1/2}^{K} - \rho_{i}^{K+\alpha}\, u_{i-1/2}^{K+1}}{\Delta x}$. O termo $\left(\frac{\partial\rho}{\partial t}\right)_i$ corresponde a variação temporal da densidade dentro do volume i. A equação (3.18) poderia ser alternativamente calculada pelo balanço de massa no volume i, segundo a Figura 3.4 (b).

Sequencialmente, referencia-se à posição n+1, a equação de conservação da quantidade de movimento. A derivada espacial $\left(\frac{\partial P}{\partial x}\right)_i$ é aproximada pela diferença regressiva $\frac{P_i^{K+1} - P_{i-1}^{K+1}}{\Delta x}$, com P_i e P_{i-1} referenciadas as posições n+ 5 e n+1 respectivamente. A diferença finita $\left(\frac{u_{i+1/2}^{K+1}-u_{i-1/2}^{K+1}}{\Delta x}\right)_i$ é central, com as variáveis $u_{i+1/2}$ e $u_{i-1/2}$ localizadas nas posições n+4 e n.

Tem-se, analogamente as equações da energia aplicadas aos circuitos de vapor e sal no ponto i, referenciadas as posições n+2 e n+3 respectivamente.

A variável T não é incógnita diretamente , mas função da pressão e da entalpia , segundo a equação de estado (3.5) . Por este motivo no termo de troca de calor englobando a temperatura do vapor T, no instante (K+1), tem-se T referenciada ao instante $(K+\alpha)$. Para $\alpha = 0$, T é calculada no instante (K), com procedimento análogo ao da referência /19/.

Este ordenamento das equações com o consequente posicionamento das variáveis próximo à diagonal principal da matriz dos coeficientes gerou uma banda reduzida . Figura 3.5.

Na matriz dos coeficientes, as linhas 2,3, 4ii+1 e 4(ii+1) correspondem as equações representativas das condições de contôrno para p, h, u e θ respectivamente.

A solução do sistema não linear é obtida iterativamente - por soluções sucessivas do sistema $AX^{K+1} = B^K$, para cada instante (K+1) fixo. O vetor B, por ser função do instante (K), permanece constante , atualizando-se apenas os coeficientes da matriz A e o vetor X das incógnitas , até que o êrro relativo -

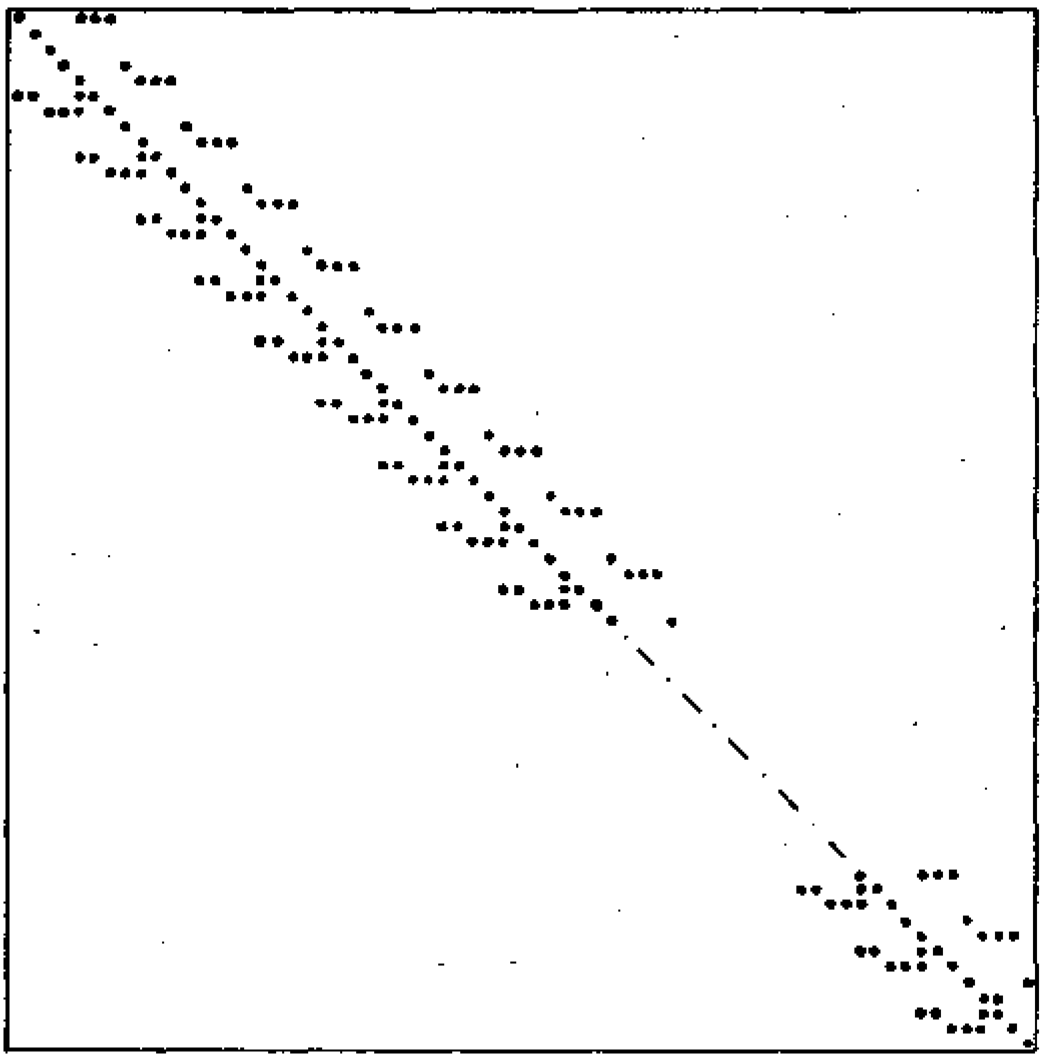


FIGURA 3-5 MATRIZ "A" DOS COEFICIENTES N=4(II+1) EQUAÇÕES

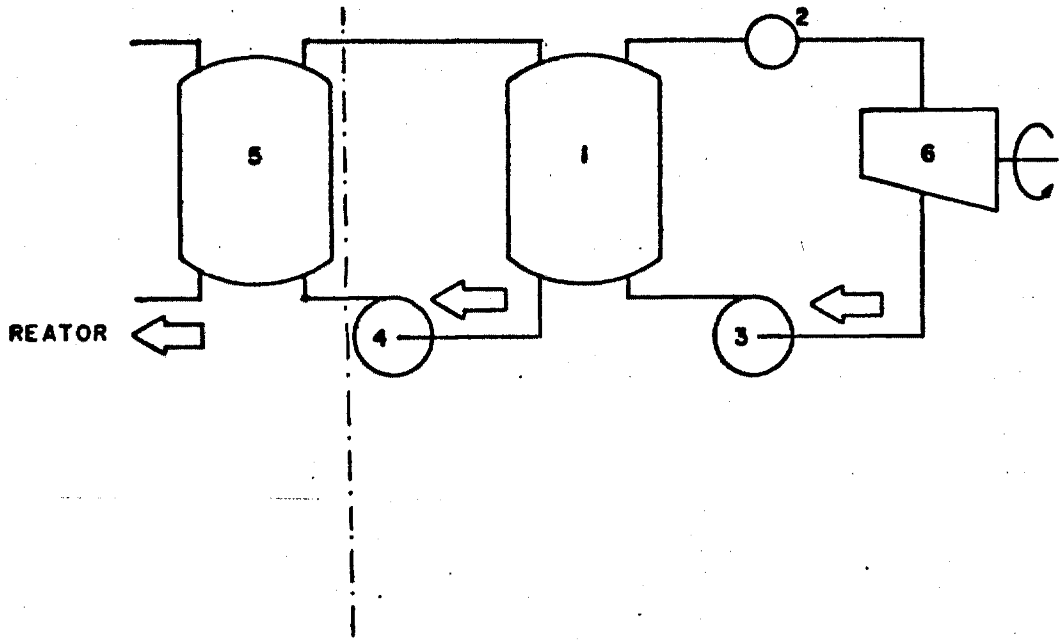
nos valores das variáveis entre duas iterações consecutivas seja menor ou igual que a tolerância fixada para que o sistema de equações algébricas não lineares seja considerado convergente.

Para $\alpha = 0$ o sistema é linearizado, sendo uma opção preferível por evitar a solução do sistema não linear, desde que suas soluções sejam estáveis.

3.5- Aplicação Numérica

O método de solução empregado ao modelo numérico possibilitou o estudo do gerador de vapor em regime estacionário e seu comportamento transiente em função do parâmetro α, quando forçado através de suas fronteiras.

Os transientes típicos analisados simulam perturbações introduzidas nas condições de contôrno ou na velocidade do sal do circuíto térmico acoplado ao gerador, $u(L,t)$, $h(0,t)$, $P(0,t)$, $\theta(0,t)$ e V respectivamente. Figura 3.6.



interface entre os circuitos do reator e ge rador de vapor.

1 - gerador de vapor do tipo passo único em contracorrente

2 - válvula de contrôle da vazão de vapor (acelerador da turbina)

3 - bomba de alimentação do circuíto de vapor

4 - bomba de recirculação do sal.

5 - trocador de calor entre o circuíto térmico do reator e sistema primário do gerador de vapor

6 - turbina.

FIGURA 3.6 - Diagrama simplificado do Sistema Secundário de Geração de Vapor da Usina MSBR.

3.6- Resultados

3.6.1- Estado Estacionário

O estado estacionário é obtido iterativamente a partir de uma distribuição arbitrária das variáveis: h, u, P,θ e T ao longo do gerador de vapor. Por iterações sucessivas a solução numérica ajusta-se à distribuição verdadeira vinculada às condições de contôrno, que permanecem fixas (Tabela 3.2) até que as soluções convirjam dentro do êrro relativo de 1% ou o limite de iterações seja atingido.

Os resultados obtidos estão expressos nas Tabelas do Apêndice 3 (A.3.1 e A.3.2), sendo acompanhadas com os resultados gráficos da referência /8/ na Figura 3.7, para o gerador de vapor à plena carga, os parâmetros de projeto /3/ da Tabela 3.1 e os resultados das referências /3, 8/ Tabela - 3.3.

		VAPOR	SAL
Vazão de massa	[kg/s]	39.38	481.31
Temperatura de entrada	[°C]	371.11	621.
Pressão de entrada	[BAR]	262.	

TABELA 3.2- Condições de contôrno para o gerador de vapor a plena carga.

Referência para comparação	V A P O R		S A L
Trabalho apresentado por	P[psia]	T[°F]	[°F]
1. Sanathanan /8/	3625.	970.00	875.00
2. Presente trabalho	3580.	981.04	879.39
3. Projeto Oak Ridge	3600.	1000.00	850.39
Desvio relativo absoluto em relação ao projeto 3			
1. Trabalho de Sanathanan	.69%	3%	2.89%
2. Presente trabalho	.56%	1.9%	3.46%

TABELA 3.3- Comparação entre as propriedades nas saídas das seções do gerador de vapor à plena carga.

Os coeficientes de atrito de Fanning f e o de filme h, para o vapor, e o coeficiente global de transferência de calor U encontram-se na Tabela 3.4 e Figura 3.8 .

X[m]	U[$W/m^2 °C$]	f[1/ms]	h_{vapor}[$W/m^2 °C$]	h_{sal}[$W/m^2 °C$]
2.09	2849.4	.002828	44503.	5184.8
	2953.7	.002844	73060.	
	3050.1	.002866	163730.	
	3011.6	.002888	110150	
	2856.0	.002935	45674	
	2685.8	.002942	26580	
	2474.6	.002951	16627	
	2447.9	.002954	15808	
	2441.0	.002959	15605	
23.00	2443.6	.002961	15681	

TABELA 3.4 - Distribuições axiais dos coeficientes de película h e de atrito f para o vapor e do coeficiente global de transferência de calor U no estado estacionário.

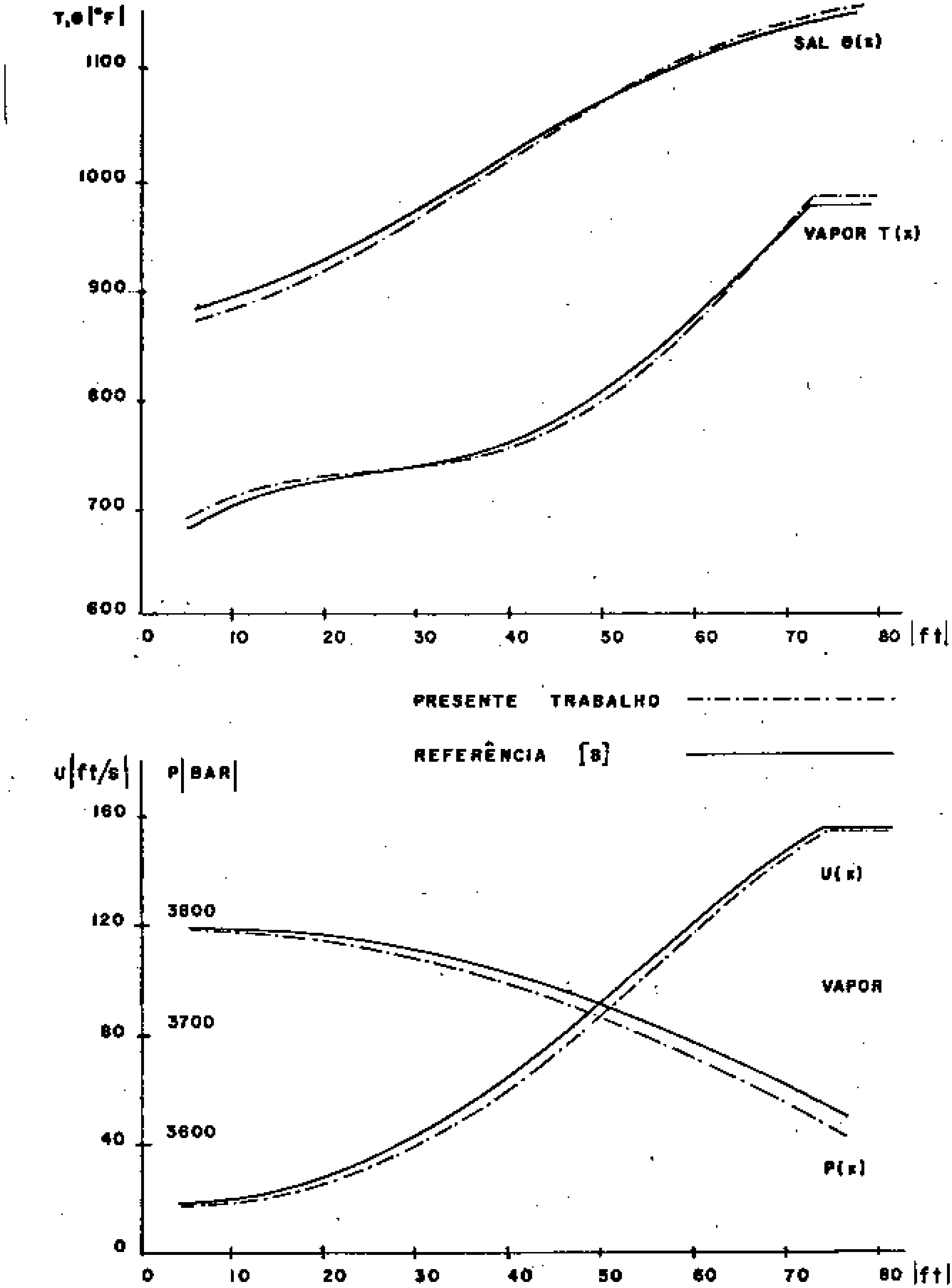
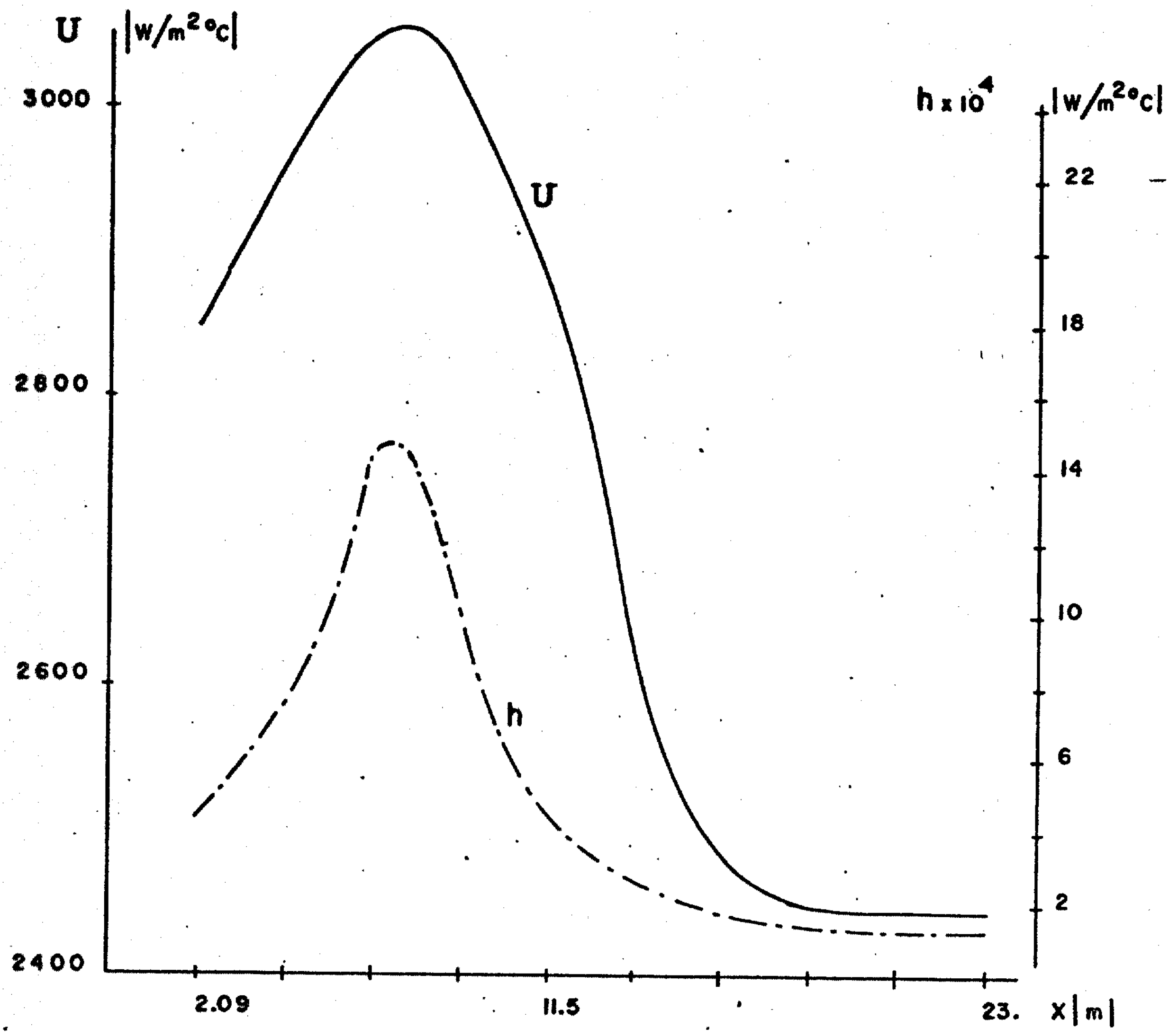


FIGURA 3-7 DISTRIBUIÇÃO AXIAL DAS VARIÁVEIS NO ESTADO ESTACIONÁRIO A PLENA CARGA - PASSO $\Delta x = 3.8$ |ft|



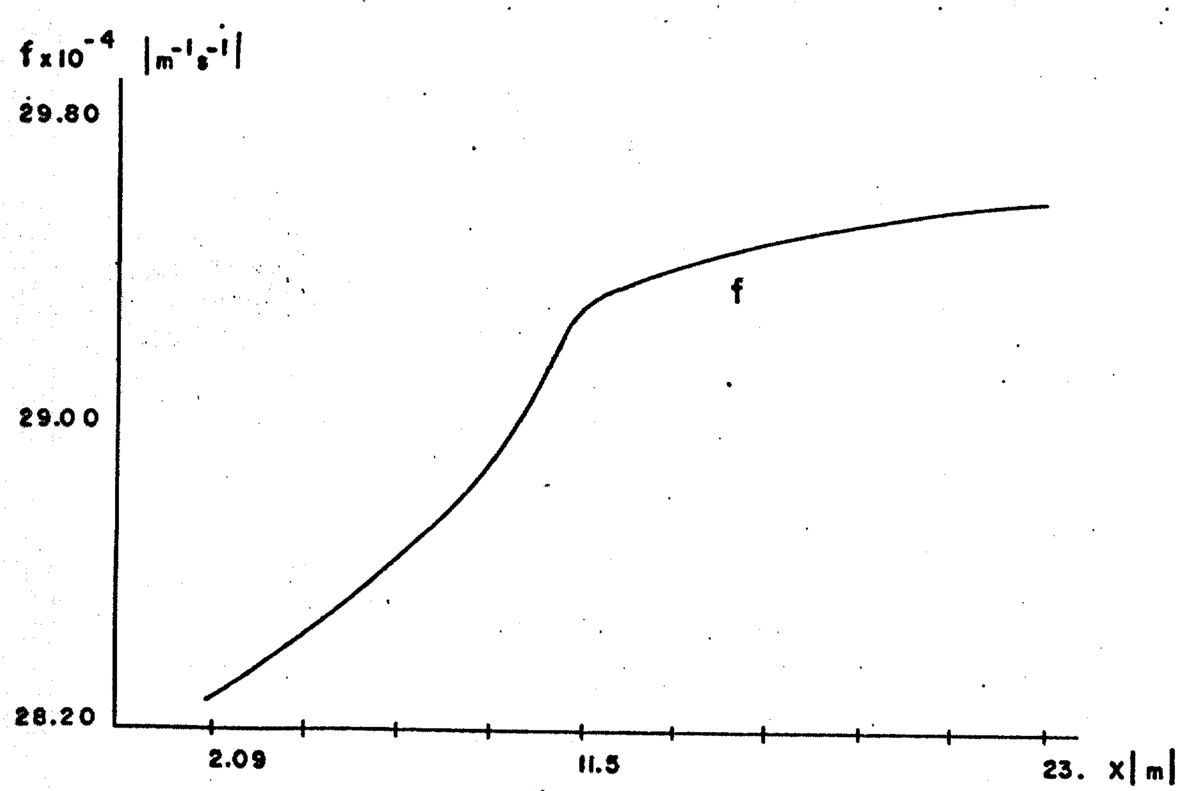


FIGURA 3-8 DISTRIBUIÇÃO AXIAL DOS COEFICIENTES

h, f e U NO ESTADO ESTACIONÁRIO

Os resultados no estado estacionário para o modelo proposto em diferenças finitas são comparáveis aos obtidos por simulação analógica do sistema de equações diferenciais ordinárias em x para cada passo Δt pelo método CSDT /8/, significando ser o número de intervalos discretos ii, suficientemente grande para que as derivadas espaciais em diferenças finitas induzam a um êrro pequeno na dependência axial das variáveis.

A análise da influência do intervalo de discretização Δx na solução do sistema de equações diferenciais parciais não lineares , foi realizada pelo estudo da variação relativa das variáveis em função do número de intervalos ii. Tabela 3.5

Intervalos de testes	INTERVALOS DE REFERÊNCIA			
ii	20	30	49	79
20		.92	1.42	1.68
30	.91		.49	.76
49	1.40	.49		.26
74	1.69	.73	.26	

TABELA 3.5 - Variação relativa das variáveis em função do número de intervalos ii.

Pela Tabela 3.5, conclui-se que a partir de 30 divisões axiais o êrro induzido pela discretização axial é menor que 1 %, sendo vantajosa a escolha deste número de divisões para minimizar o custo do processamento caso seja necessário trabalhar dentro desta tolerância.

O coeficiente global de transferência de calor U possui uma distribuição axial bastante heterogênea , devendo conse - quentemente ser atualizado em cada instante discreto (Figu - ra 3.8).

3.6.2- Regime Transiente

O comportamento transiente do gerador de vapor é obtido a partir do estado estacionário a plena carga.

Os transientes propostos na aplicação numérica são analizados para o sistema não linear $\alpha = 1$ e linearizado, possibilitando o estudo do comportamento das variáveis do gerador - de vapor em função da variável perturbadora que induz o transiente.

A amplitude das perturbações introduzidas permitiu simular o comportamento do gerador de vapor em condições anormais de operação e a aplicabilidade dos modelos implícitos não linear e linearizado.

Este estudo em terminologia de contrôle é conhecido como de um circuito aberto ou não realimentado.

Todas as tabelas referenciadas à seguir nas análises - deste capítulo encontram-se no Apêndice 3.

Inicialmente perturba-se o modelo por uma excitação do tipo degrau na área normalizada da válvula a_T (3.21) estando as respostas do gerador supercrítico expressas nas Figuras 3.9a a 3.9b e Tabelas A.3.3 e A.3.4.

$$t = 0 , \quad t_K = 0 \longrightarrow a_T = 1.0$$
$$t > 0 , \quad t_K = n.\Delta t \longrightarrow a_T = .8 \qquad 3.21$$

onde n é o número de passos temporais no transiente , t_K o instante discreto, Δt = .2 [s] e Δx = 1.15 [m] .

A velocidade de saída do vapor u(L,t) , que está relacionada com a_T^2 segundo a equação (3.13) cai bruscamente com o fechamento parcial da válvula. Pela equação da conservação da quantidade de movimento a perda de carga devida ao atrito aumenta com a mesma constante de tempo, pois o fluído é desacelerado. De (2.20) pode-se estimar a ordem de grandeza das constantes de tempo para as variáveis u e P pelo cálculo do passo Δt crítico do sistema de equações diferenciais ordinárias não lineares, pois as constantes de tempo correspondentes as equações de conservação da energia são de maior amplitude . Numericamente $\tau = \Delta t_c = \frac{\Delta x}{u} = .025$ [s] .

Este baixo valor de t_c justifica o uso da formulação implícita, pois permite o uso de passos Δt com maior amplitude.

As respostas do sistema linearizado $\alpha = 0$ são oscilatórias, não conseguindo acompanhar o comportamento do sistema - não linear $\alpha = 1$ nos passos iniciais, embora convirjam para o mesmo estado estacionário.

As respostas induzidas pelas equações de conservação da energia são mais lentas. As constantes de tempo para T e θ, determinadas gráficamente da Figura 3.9.b, valem respectivamente $\tau_T = .7$ [s] e $\tau_\theta = 8.5$ [s]. Como a inércia do circuíto primário é relevante face as demais, a resposta do sistema linearizado consegue acompanhar a do não linear.

Deve ser ressaltado que este transiente não é realístico dentro das condições operacionais da usina MSBR, podendo ser - considerado como um acidente de baixa amplitude, onde a área da válvula caisse bruscamente para 80% de seu valor inicial.

As Figuras 3.10.a e 3.10.b e as Tabelas A.3.5 e A.3.6 - descrevem o mesmo tipo de transientes com a_T variando de 10 %, para os mesmos passos discretos.

Nos transientes anteriormente analisados considerou- se a velocidade do vapor seguindo sem atraso a perturbação na - área da válvula.

Para verificar a influência de inércias introduzidas - nos elementos atuadores: bombas, válvulas etc, modela-se a - bomba de alimentação do vapor como um elemento inercial. Detalhes desta modelagem são analisados no capítulo seguinte .

As respostas produzidas pela excitação do tipo degrau na pressão da bomba de alimentação (3.22) encontram-se nas Figuras 3.11.a e 3.11.b e Tabelas A.3.7 e A.3.8, para os passos $\Delta x = 1.23$ [m] e $\Delta t = .5$ [s] .

$$t = 0, \quad t_K = 0 \longrightarrow P(0,0) = 262 \text{ [BAR]}$$

$$T > 0, \quad t_K = n.\Delta t \longrightarrow P(0,t_K) = 230 \text{ [BAR]} \qquad 3.22$$

A introdução da inércia na bomba faz com que a resposta de P(L,t) seja mais lenta e o sistema linearizado menos oscilatório em relação a P(L,t) e u(L,t).

A seguir considera-se o transiente induzido por uma excitação do tipo rampa de 50% na área normalizada da válvula , partindo da posição totalmente aberta (3.23) . Nas Figuras - 3.12.a e 3.12.b e Tabelas A.3.9 e A.3.10 acham-se as respostas desenvolvidas , observando-se que os modelos linear e não linear comportam-se semelhantemente neste tipo de transiente.

$$t = 0, \quad t_K = 0 \qquad a_T = 1$$

$$t > 0, \quad t_K = n\Delta t \qquad a_T = 1. - \frac{.5}{60}\, t_K \qquad 3.23$$

Para este transiente e os demais que se seguem, os passos discretos não são alterados.

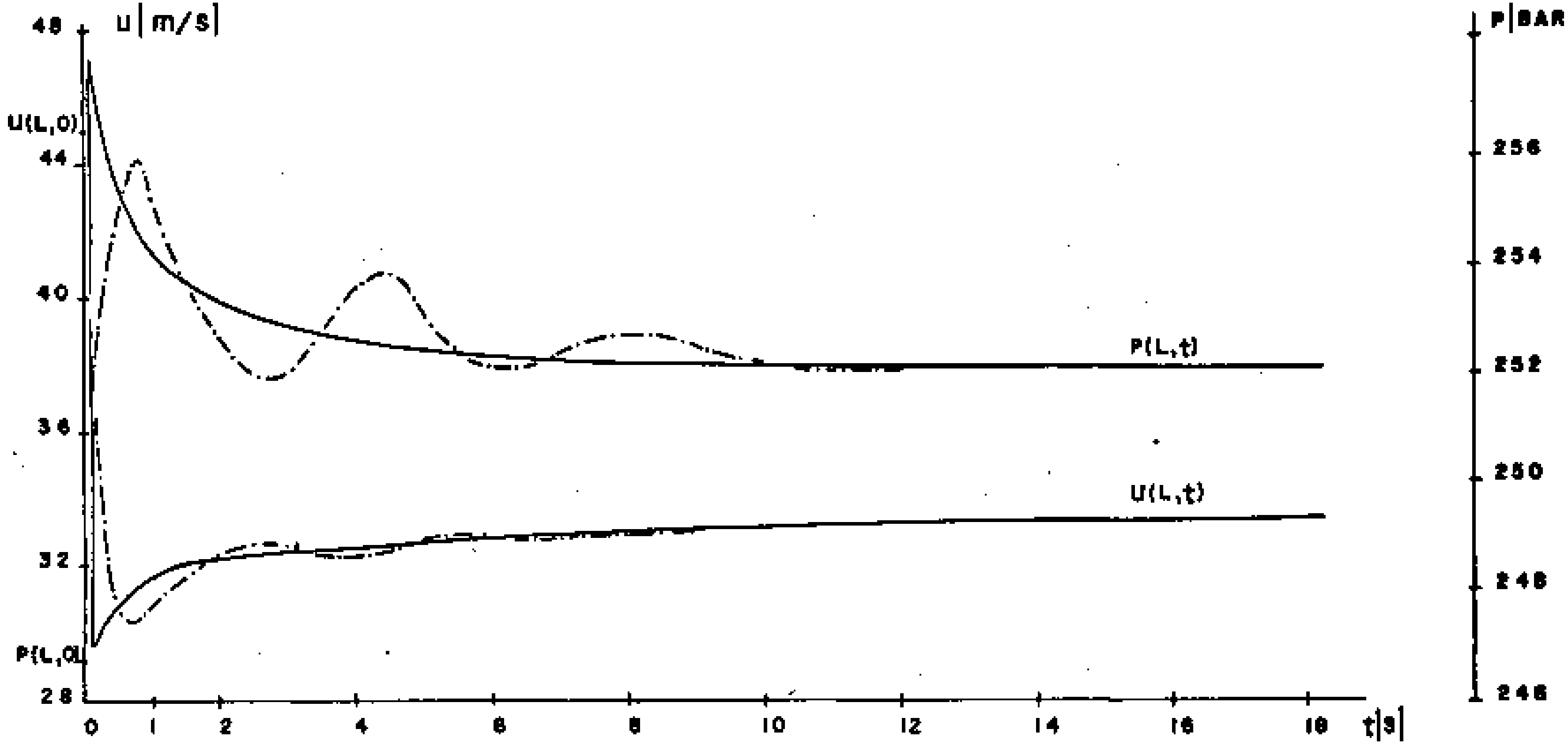


FIGURA 3.9.a- Comportamento Transiente da Pressão P(L,t) e da Velocidade do Vapor u(L,t) Induzido por um Degrau na Área Normalizada da Válvula.

Excitação	$t = 0 \quad a_T(0) = 1.$	Modelos	não linear ————
	$t > 0 \quad a_T(t) = .8$		linearizado —·—·—·—

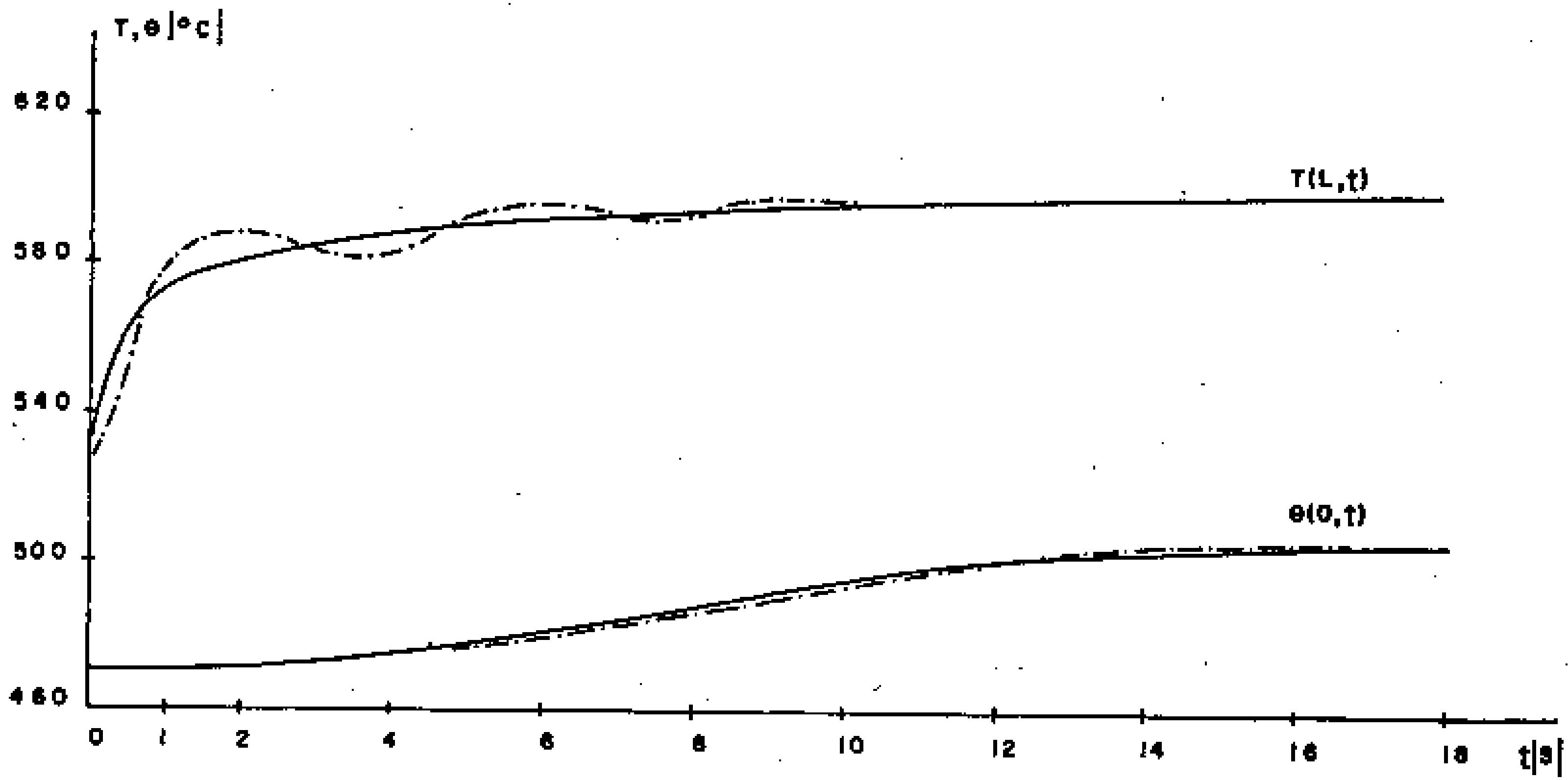


FIGURA 3.9.b- Respostas das Temperaturas do Vapor $T(L,t)$ e do Sal $\theta(0,t)$

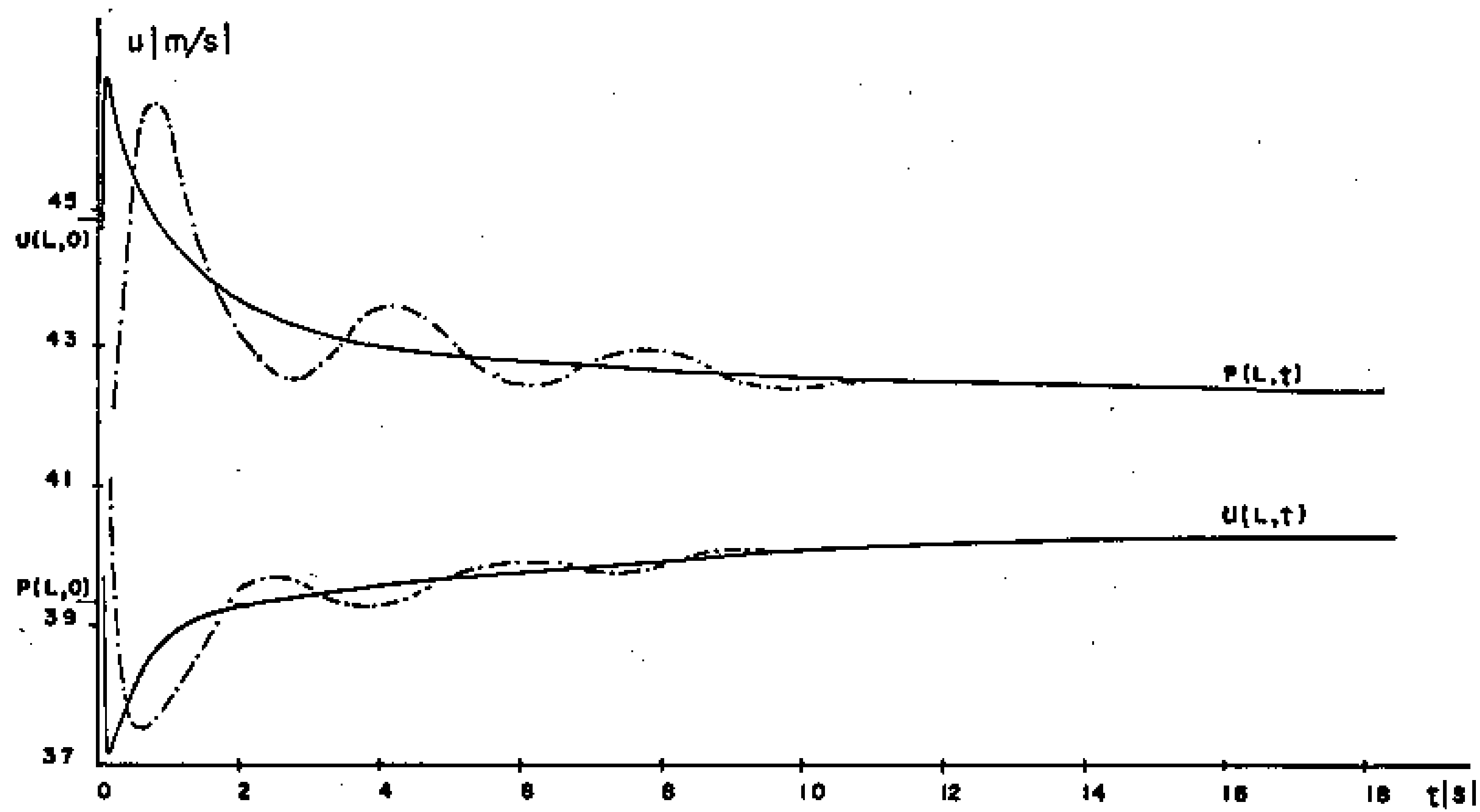


FIGURA 3.10.a- Comportamento Transiente da Pressão $P(L,t)$ e da Velocidade do Vapor $u(L,t)$ Induzido por um Degrau na Área Normalizada da Válvula

Excitação: $t = 0 \quad a_T(0) = 1.$; $t > 0 \quad a_T(t) = .9$

Modelos: não linear ———— ; linearizado —·—·—·—

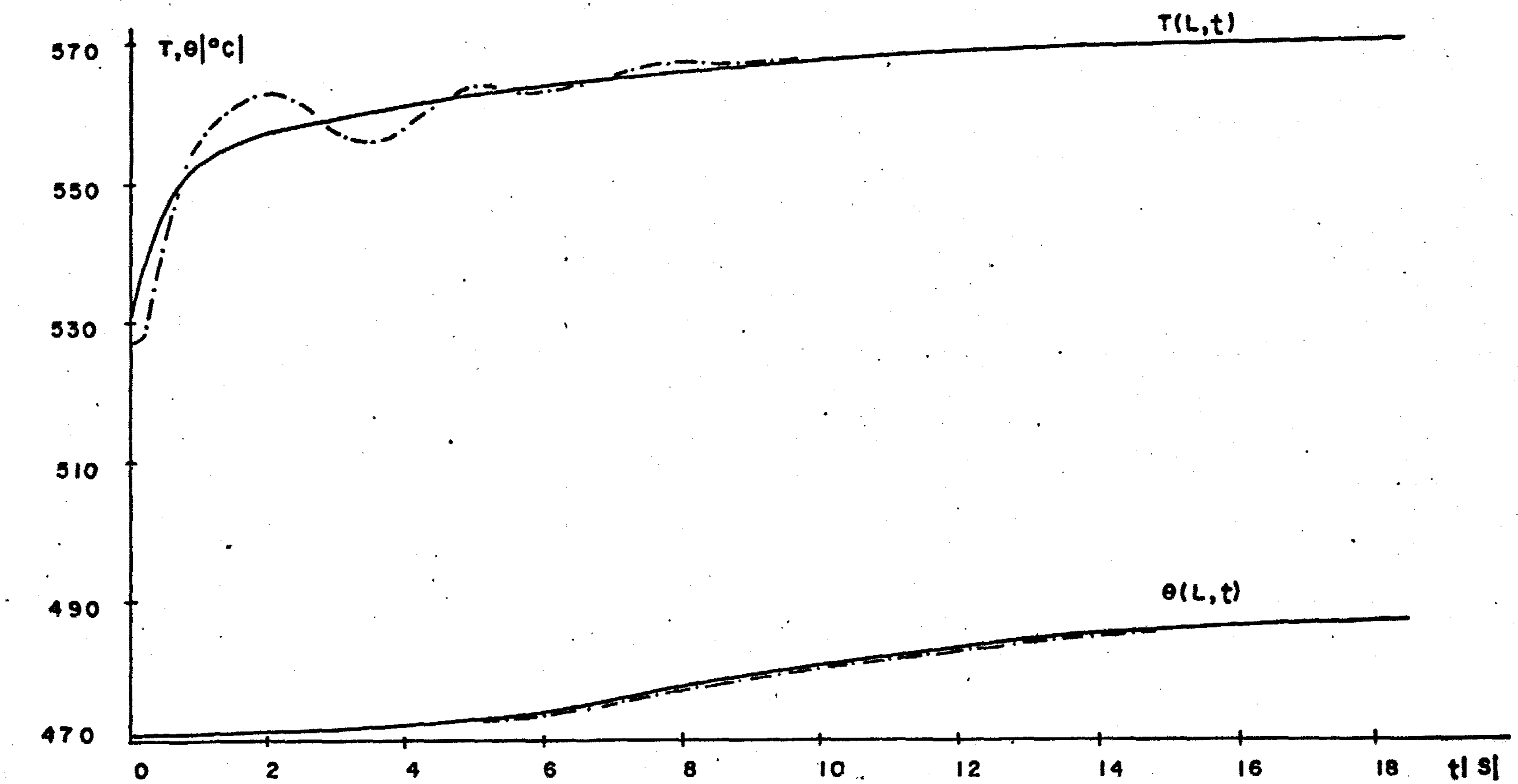


FIGURA 3.10.b- Respostas das Temperaturas do Vapor T(L,t) e do Sal θ(0,t)

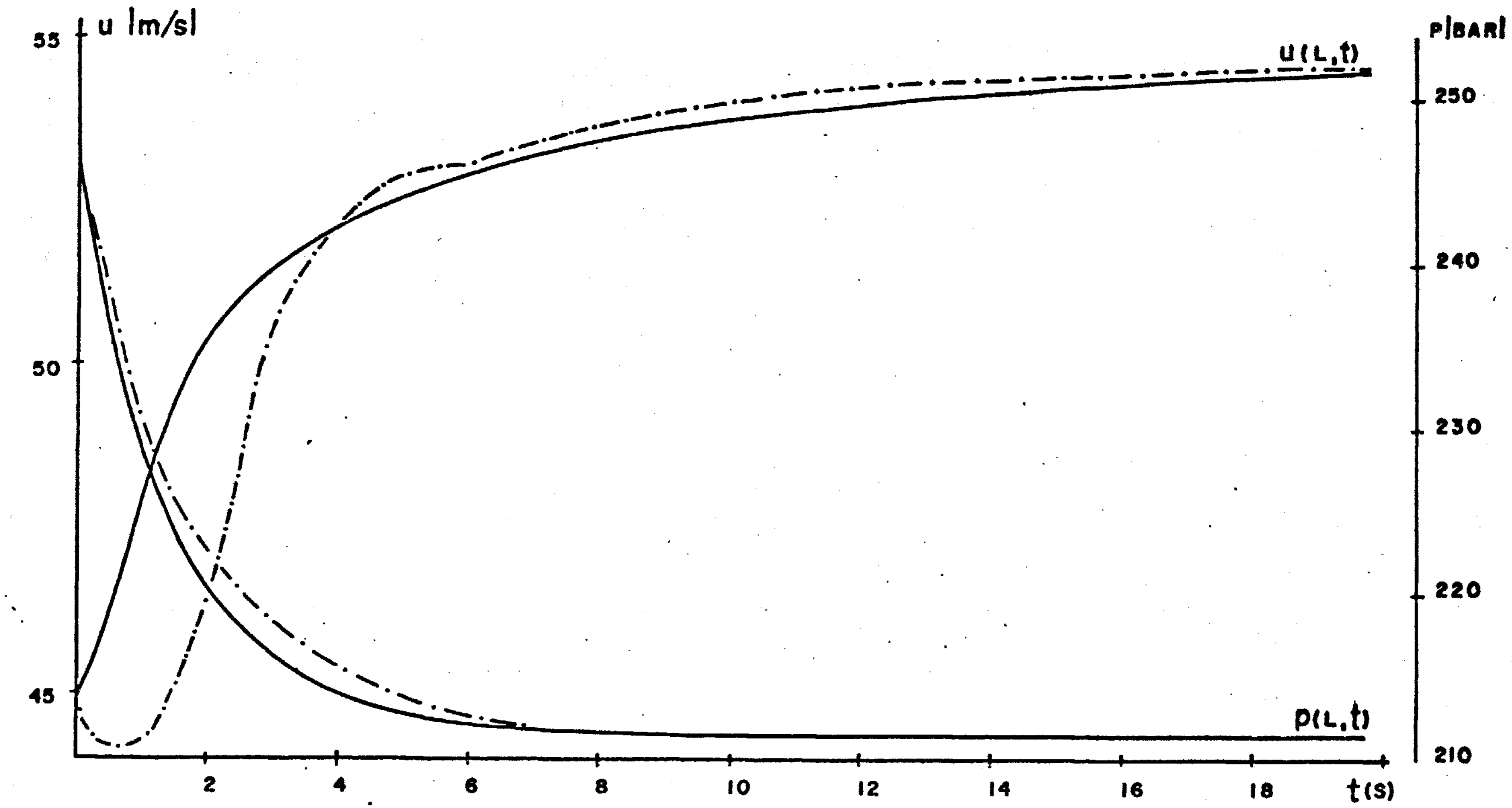


FIGURA 3.11.a- Comportamento Transiente da Pressão P(L,t) e da Velocidade do Vapor u(L,t) Induzido por um Degrau na Pressão da Bomba.

Excitação
$t = 0 \quad P(0,t) = 262$ BAR
$t > 0 \quad P(0,t) = 230$ BAR

Modelos
não linear ————
Linearizado —·—·—

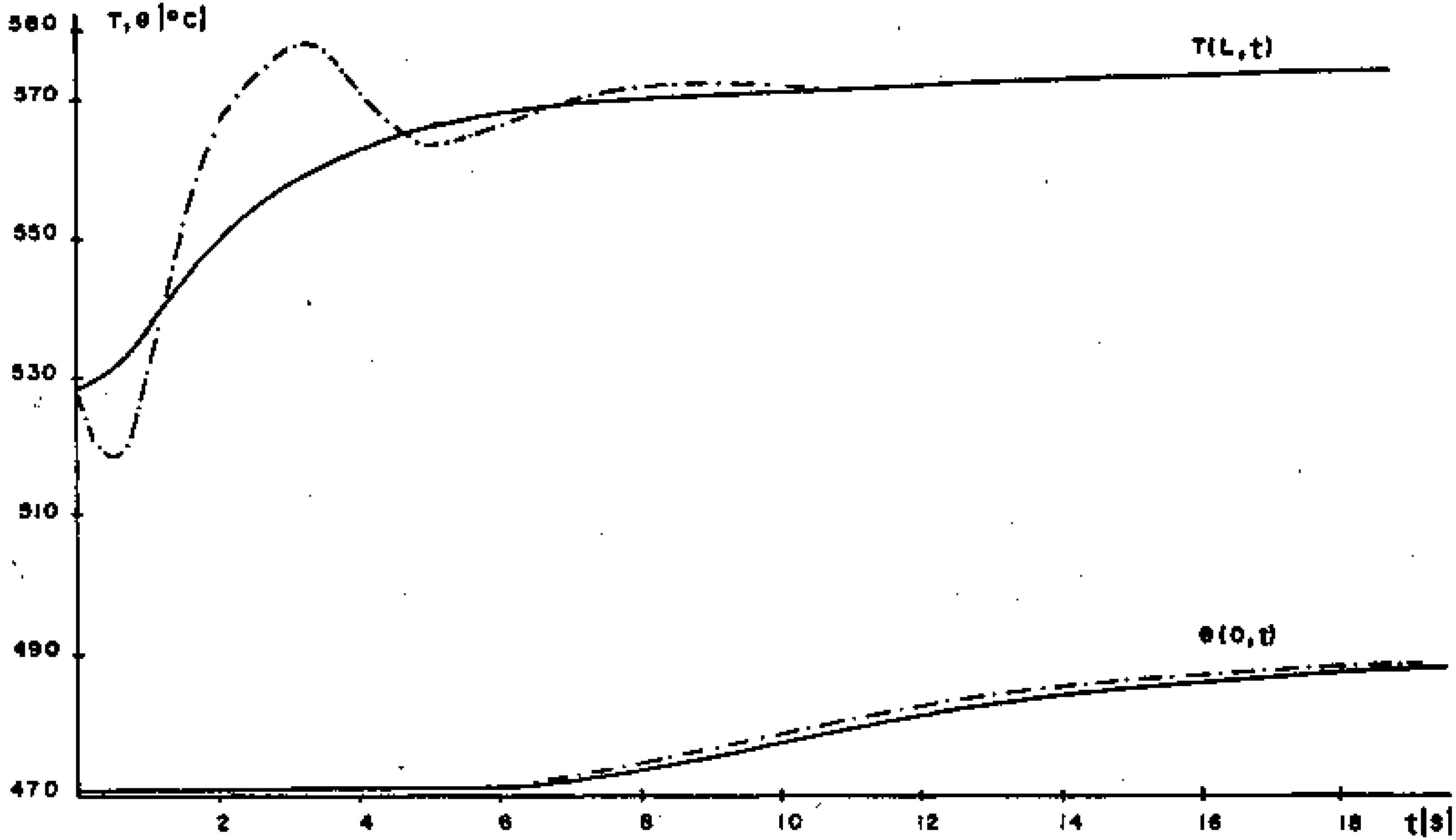


FIGURA 3.11.b- Respostas das Temperaturas do Vapor $T(L,t)$ e do Sal $\theta(0,t)$

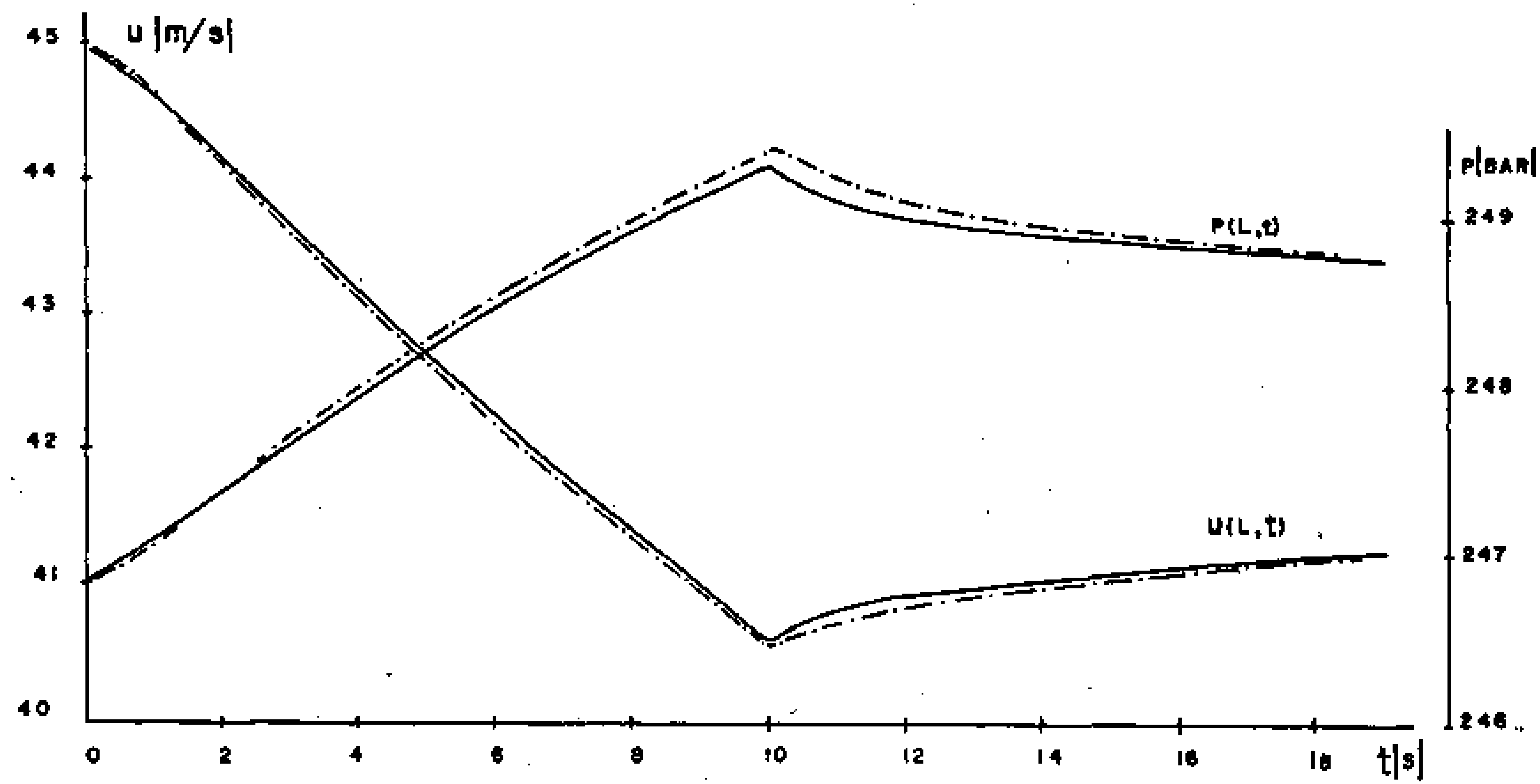


FIGURA 3.12.a- Comportamento Transiente da Pressão P(L,t) e da Velocidade do Vapor u(L,t) Induzido por uma Rampa na Área Normalizada da Válvula.

Excitação . $a_T(t) = 1 - \frac{.5}{60} t$

Modelos: não linear ———— ; Linearizado —·—·—

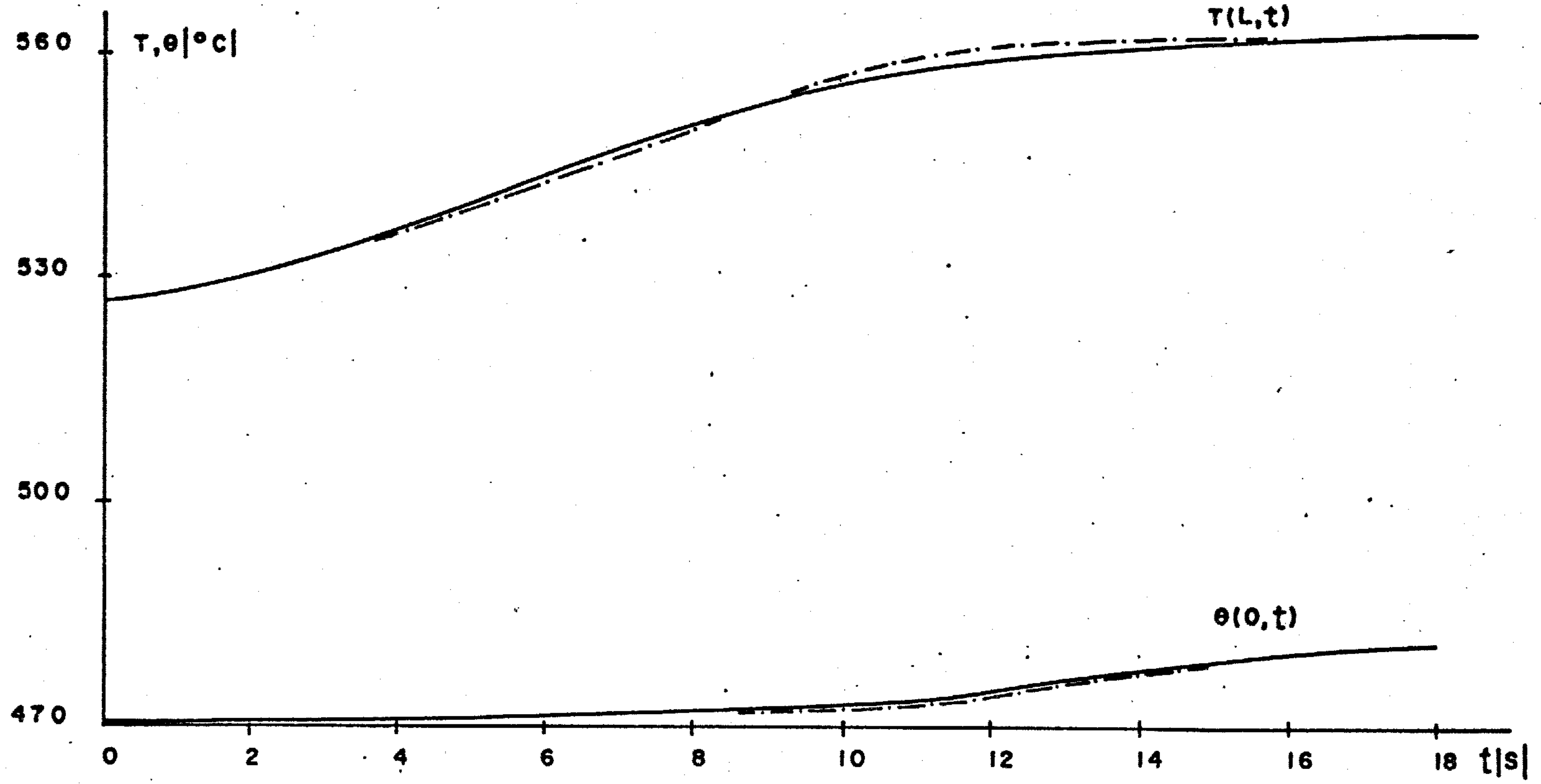


FIGURA 3.12.b- Respostas das Temperaturas do Vapor T(L,t) e do Sal θ(0,t)

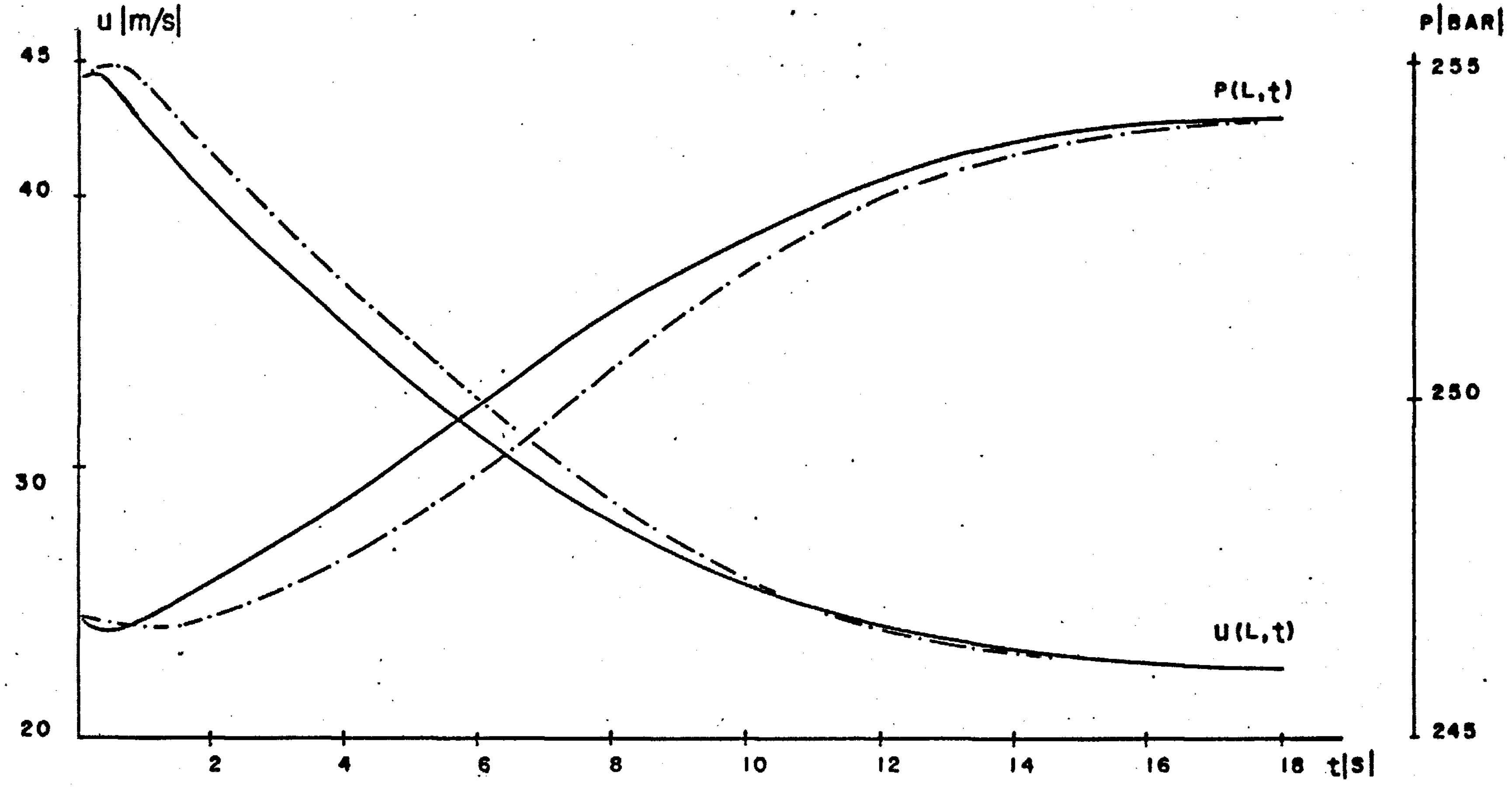


FIGURA 3.13.a- Comportamento Transiente da Pressão P(L,t) e da Velocidade do Vapor u(L,t) Induzido por um Degrau na Temperatura de Entrada do Sal.

Excitação: t = 0 T01(L,0) = 621ºC; t > 0 T01(L,t) = 500ºC

Modelos: não linear ——————; Linearizado —·—·—

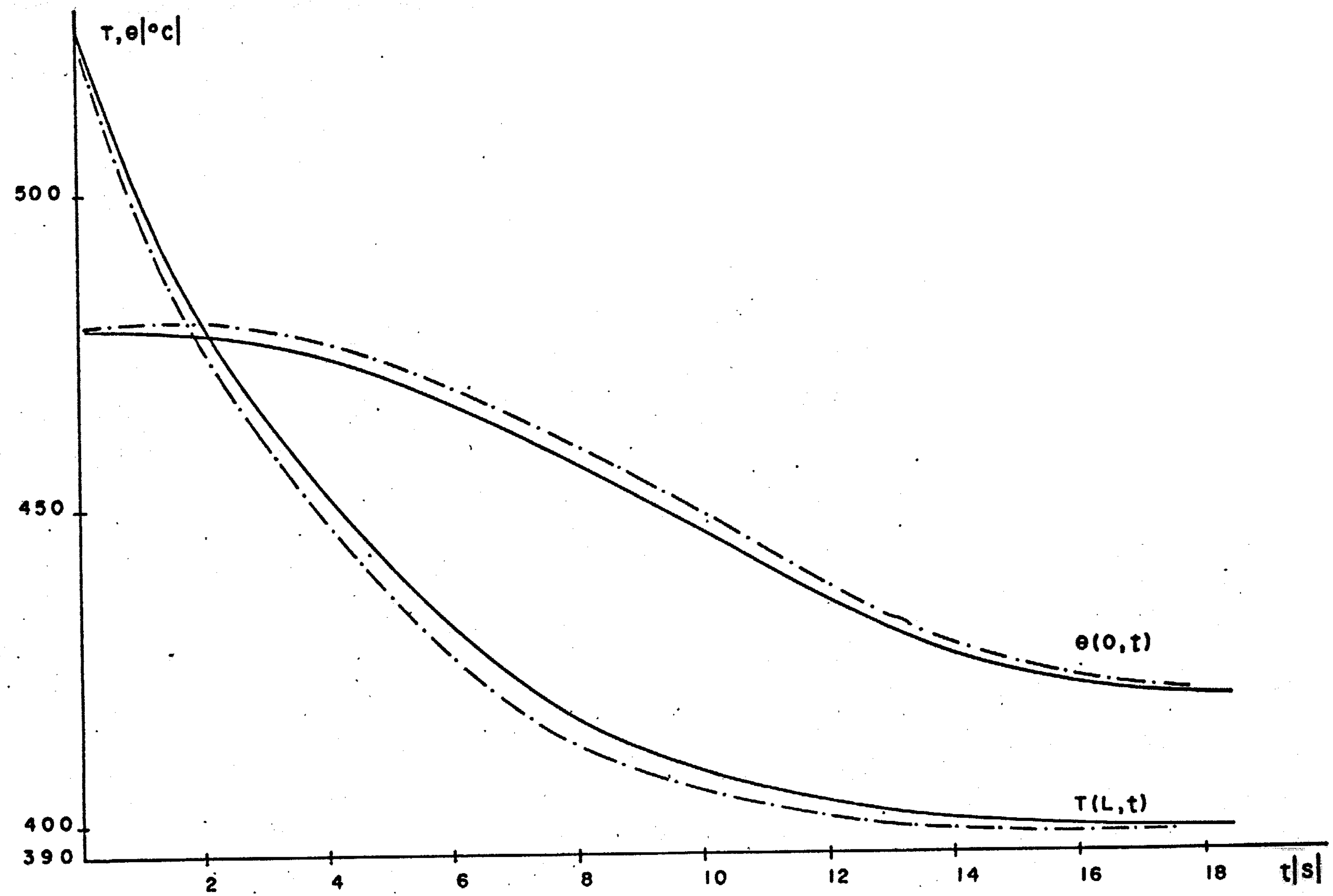


FIGURA 3.13.b- Respostas das Temperaturas do Vapor $T(L,t)$ e do Sal $\theta(0,t)$

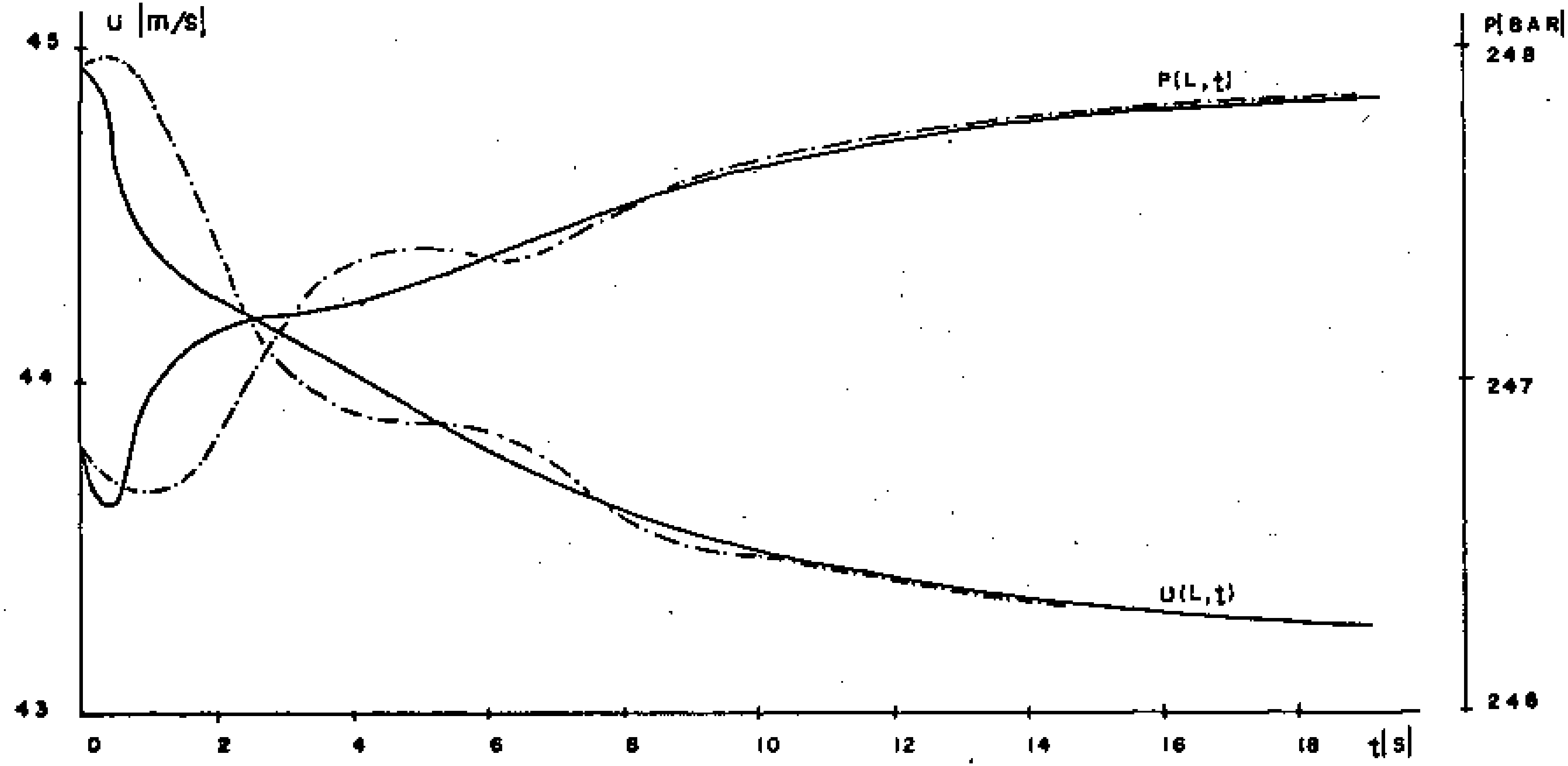


FIGURA 3.14.a- Comportamento Transiente da Pressão P(L,t) e da Velocidade do Vapor u(L,t) Induzido por um Degrau na Velocidade do Sal.

Excitação: $t = 0$ $V(0) = 2.243$ m/s; $t > 0$ $V(t) = 2.019$ m/s

Modelos: Não linear ———— ; Linearizado —·—·—

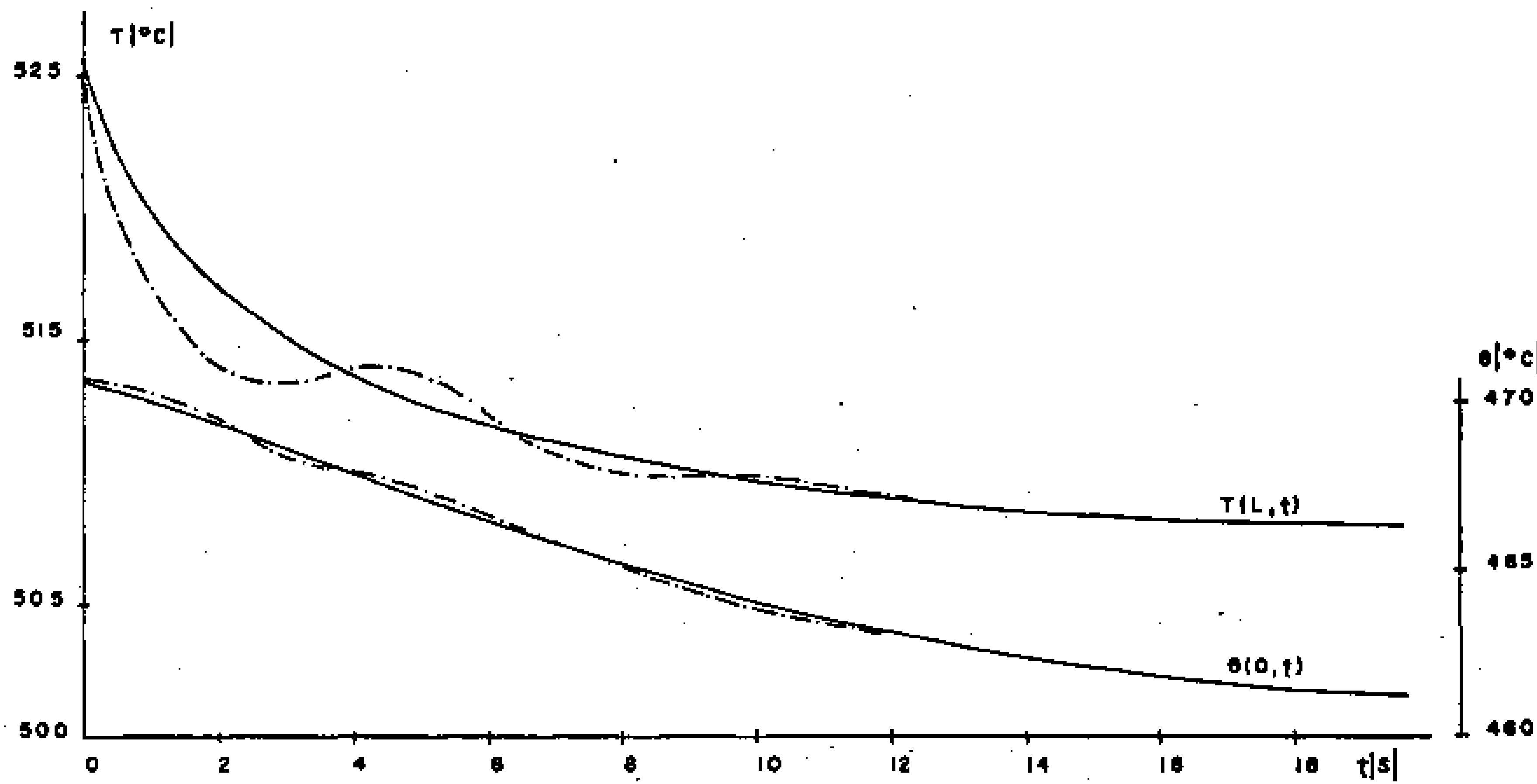


FIGURA 3.14.b- Respostas das Temperaturas do Vapor $T(L,t)$ e do Sal $\theta(0,t)$

O transiente desenvolvido pela redução em degrau da temperatura do circuíto primário (3.24) $\theta(0,t)$ tem suas respostas nas Figuras 3.13.a e 3.13.b e Tabelas A.3.11 e A.3.12, onde o êrro relativo máximo entre os modelos considerados - $\alpha = 0$ e $\alpha = 1$ é 6.7% . O efeito da compressibilidade do vapor é notado na Figura 3.13.a , pela variação lenta da velocidade $u(L,t)$.

$$t = 0, \quad t_K = 0 \longrightarrow \theta(0,0) = 621 \ [°C]$$

$$t > 0, \quad t_K = n.\Delta t \longrightarrow \theta(0,t_K) = 500 \ [°C] \qquad 3.24$$

O último transiente analisado corresponde ao induzido por uma variação na velocidade do sal de 10% em relação ao - seu valor no estado estacionário (3.25).

$$t = 0, \quad t_K = 0 \longrightarrow V(0) = 2.243 \ [m/s]$$

$$t > 0, \quad t_K = n\,\Delta t \longrightarrow V(t_K) = 2.019 \ [m/s] \qquad 3.25$$

As respostas deste transiente encontram-se nas Figuras 3.14.a e 3.14.b, e Tabelas A.3.13 e A.3.14, mostrando-se oscilantes nos passos iniciais para o modelo linearizado($\alpha = 0$).

3.7 - Conclusões

A análise dos resultados obtidos neste capítulo , aplicados ao comportamento transiente do modelo numérico do gera -

dor de vapor, confirmou as hipóteses propostas na pesquisa numérica inicialmente desenvolvida, referentes a estabilidade da formulação implícita $\varepsilon = 1$ e a viabilidade da solução numérica empregando a subrotina SPAMA1 com os coeficientes da matriz A dispostos em banda estreita.

A aplicação da formulação implícita possibilitou o emprego de passos Δt maiores que Δt_c calculado pelo critério COBRA IV /12/.

O modelo numérico não linear ($\alpha = 1$) foi resolvido por um método implícito , fornecendo soluções estáveis em condições tais que a compressibilidade e a expansão térmica do fluído são importantes , possibilitando o estudo de transientes induzidos por condições anormais de operação, por exemplo: falha da bomba de alimentação do circuíto de vapor ou solicitação de demanda fora dos limites operacionais da usina MSBR . Tais transientes foram representados pelas respostas do circuíto acoplado ao gerador de vapor às excitações do tipo degrau com amplitudes relativas de até 20% em relação ao estado estacionário inicial , ou do tipo rampa na área do acelerador a_T , onde a inclinação máxima foi de 50%/minuto, simulando acidentes de amplitude reduzida.

O modelo implícito com coeficientes linearizados ($\alpha = 0$) apresenta um comportamento oscilatório no início de alguns transientes anormais analisados, porém sua resposta é amorte cida aproximando-se da não linear implícita, quando tende ao novo estado estacionário.

Para transientes mais suaves, que não introduzam variações muito bruscas no equilíbrio dinâmico, o modelo com coeficientes linearizados é **mais** vantajoso , por apresentar uma resposta próxima da produzida pelo modelo não linear, com menor tempo de processamento, tomando como exemplo as excitações do tipo rampa.

A reprodutibilidade do estado estacionário foi bastante satisfatória, com um êrro relativo máximo de .5% em relação à resposta do modelo não perturbado (Tabela A.3.15).

4. GERADOR DE VAPOR REALIMENTADO

4.1- Introdução

O gerador de vapor supercrítico é acoplado aos componentes do circuito secundário da usina MSBR. O acoplamento físico é representado pelos respectivos modelos matemáticos do gerador de vapor, anteriormente desenvolvido e dos demais componentes modelados como elementos inerciais /20,21/ . Tais elementos representam os diferentes atuadores : válvula de aceleração da turbina e as bombas de alimentação do vapor e recirculação de sal, cujas respostas impõem as condições operacionais ao modelo complementado. O comportamento do atuador é livre, dentro de suas características operacionais, porém,pode ser disciplinado, considerando-o como um elemento final de controle de um circuito realimentado sujeito as leis de contrôle /20,22/.

As solicitações típicas de demanda de energia são rampas com variações de 5 a 10% por minuto, na faixa compreendida entre 40 a 100% da carga máxima disponível. Dentro desses transientes normais de operação as variações na temperatura e pressão do vapor devem ser minimizadas para que o rendimento térmico da usina seja mantido.

A solicitação externa de demanda comandada pelo centro de contrôle de carga do sistema de potência deve ser acompanhado pelo aumento da taxa de energia entregue à turbina . Este aumento é conseguido pela abertura da válvula de aceleração da turbina. Como as condições de contôrno para o vapor e o sal permanecem fixas, o aumento do fluxo de vapor será acompanhado de consequentes reduções de sua pressão e temperatura na entrada da turbina, seguindo o comportamento dos transientes de válvula analisados no terceiro capítulo. Obviamente, afim de que as condições do vapor na saída da válvula sejam invariantes, devem ser propostos alternativas de contrôle nas condições de contôrno.

Dentro deste raciocínio, estuda-se o gerador de vapor realimentado, funcionando como seguidor de demanda de energia /23/ propondo-se a aplicação de algorítmos discretos das leis de contrôle.

Neste estudo as condições de contôrno são impostas pelas variáveis indiretamente controladas nos sistemas de contrôle de demanda, pressão e temperatura do vapor . Figura 4.1.a

4.2- Algorítmos Discretos com Aplicação no Contrôle Digital Direto DDC

O algorítmo básico no DDC substitui a ação do correspondente controlador analógico.

Dentre 37 controladores eletrônicos analógicos, 34 são do tipo PID /20/ exclusivamente ou com opções para ações proporcional integral (PI) ou proporcional (P) . Com o elevado desempenho do controlador PID, não houve muito incentivo para que novas leis de contrôle fossem analisadas, embora a flexibilidade dos circuítos eletrônicos seja bastante grande. Consequentemente, a teoria de contrôle moderno não despertou muito interêsse nos engenheiros de processos /25/.

Entretanto, a versão discreta de controlador PID atingiu sua maturidade, mostrando a flexibilidade do projeto empregando DDC /24,26/. Seu sucesso levou ao desenvolvimento de novos algorítmos , podendo-se exemplificar os baseados na teoria da estimação /25/.

Neste estudo , aplica-se ao modelo não linear do gerador de vapor a versão discreta do PID e variantes, observando-se que apesar da flexibilidade na proposição do algorítmo PID, não há controlador DDC melhor que seu equivalente analógico.

O algorítmo PID (4.1) esquematizado na Figura 4.2, tem equivalentes discretos colocados na forma incremental ou de velocidade (4.2) e de posição (4.3).

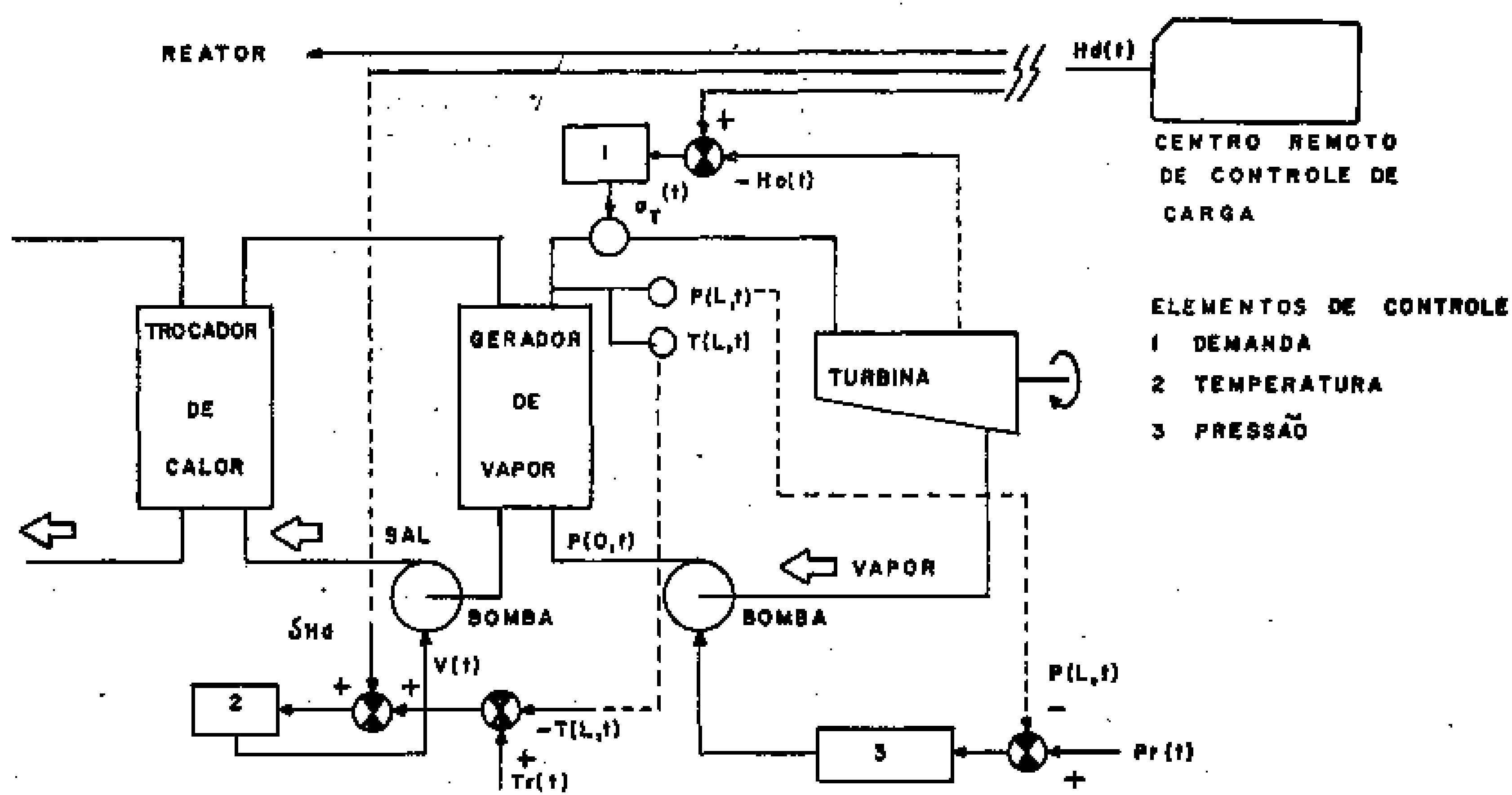
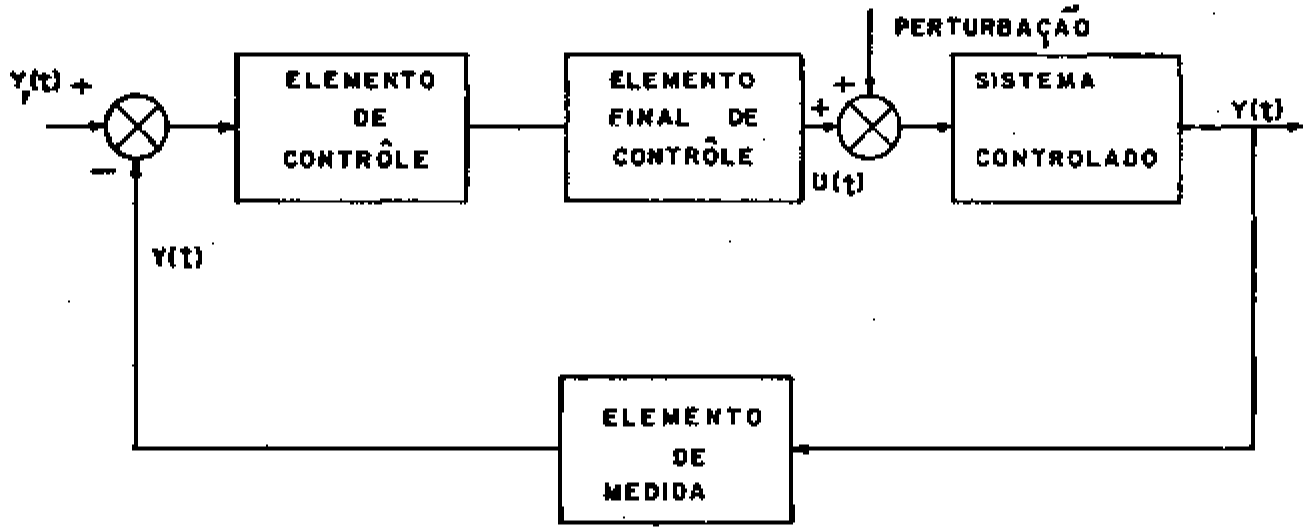


FIGURA 4.1-a - Diagrama Simplificado do Gerador de Vapor Realimentado.



yr(t) variável de referência - representa o valor desejado de saída do sistema.

u(t) variável indiretamente controlada ou manipulada.

y(t) variável controlada - condição da saída que é diretamente medida e realimentada.

ε(t) êrro atuante (yr(t)-y(t)).

Elemento de contrôle - impõe a Lei de contrôle.

Elemento final de contrôle- atua sobre o sistema controlado através de u(t).

Elemento de medida - realiza a transformação da variável - física em sinal de controle.

Perturbação - desvia o sistema controlado do ponto de operação de referência.

FIGURA 4.1.b - Diagrama de Bloco aplicável aos Sistemas de Contrôle do Gerador de Vapor.

$$u(t) = G\left[\varepsilon(t) + \tau_D.\frac{d\varepsilon(t)}{dt} + \int_o^t \varepsilon(t)dt\right] \qquad 4.1$$

$$\Delta u^{K+1} = G\left[(\varepsilon^{K+1}-\varepsilon^{K}) + \frac{\tau D}{\Delta t}(\varepsilon^{K}-2\varepsilon^{K+1}+\varepsilon^{K-1}) + \frac{\Delta t}{\tau I}\varepsilon^{K+1}\right] \qquad 4.2$$

$$u^{K+1} = G\left[\varepsilon^{K+1} + \tau_D\frac{\varepsilon^{K+1}-\varepsilon^{K}}{\Delta t} + \frac{\Delta t}{\tau I}\sum_{i=o}^{K+1}\varepsilon^{i}\right]. \qquad 4.3$$

onde $u(t)$, τ_D, τI, $\varepsilon(t)$ e G são respectivamente: variá - vel manipulada, constante de tempo derivativa, constan - tante de tempo integral, êrro atuante e ganho do elemen- to de contrôle PID . Em (4.2) e (4.3) u e ε são os valo res obtidos por amostragens de $u(t)$ e $\varepsilon(t)$.

Os méritos de ambos os algorítmos , bem como suas limitações são bastante conhecidos . A saída do algorítmo posicional (4.3) dá a posição do elemento final de con - trôle (p.ex. válvula) , baseada no êrro atuante, enquan- to a saída do algorítmo incremental fornece a variação na posição do elemento.

O algorítmo posicional comporta-se como seu corres- pondente analógico para intervalos de amostragens Δt bas- tante pequenos em comparação com o constante τ_I. Para intervalos de amostragens grandes a ação integradora induz instabilidade /24/.

Problema similar ocorre com sistemas controlados cujas constantes de tempo τ sejam menores que o intervalo de amostragem Δt. Para o gerador de vapor, o algorítmo posicional na forma proposta seria desvantajoso, pois obrigaria que o intervalo Δt fosse da ordem de Δt_C, levando- se em consideração o estudo realizado no capítulo anterior.

O algorítmo aplicado ao sistema de contrôle do modelo não linear do gerador de vapor pode ser desenvolvido pela modificação do algorítmo incremental.

$$\Delta u^{K+1} = u^{K+1} - u^{K} \qquad 4.4$$

Pela substituição de (4.4) em (4.2) , chega-se à :

$$u^{K+1}=u^{K}+G\left[(\varepsilon^{K+1}-\varepsilon^{K})+\frac{\tau_D}{\Delta t}(\varepsilon^{K}-2\varepsilon^{K+1}+\varepsilon^{K-1})+\frac{\Delta t}{\tau_I}\varepsilon^{K+1}\right] \qquad 4.5$$

Uma variante deste algorítmo é proposto nas referências /24/ e / 27/, podendo ser colocada como:

$$u^{K+1}= u^{K} + G\left[-(Y^{K+1}-Y^{K})-\frac{\tau_D}{\Delta t}(Y^{K}-2Y^{K+1}-Y^{K-1})+\frac{\Delta t}{\tau_I}(Y^{K+1}-Y_r^{K+1})\right] \qquad 4.6$$

onde Y e Y_r são as variáveis controlada e de referência respectivamente.

A principal vantagem da versão (4.6) é que o sinal de referência Y_r^{K+1} acha-se incluído apenas na ação integral, evitando variações bruscas da variável u^{K+1} quando a variável de referência for mudada /25/. Consequentemente as ações proporcional P, e derivativa D formam um circuito separado dentro do sistema de contrôle , com apenas a ação integral I pertencente ao circuito principal. Figura. 4.3.

Em qualquer algorítmo PID a contribuição das ações derivativas e proporcional para o desempenho do sistema de contrôle torna-se menos significativa quanto maior for a relação $\Delta t/\tau_I$. Se Δt for maior que o tempo de resposta do sistema controlado, no caso o gerador de vapor, somente a ação integradora pode ser considerada /25/. Esta análise é confirmada pelo desempenho dos elementos de contrôle com ação integral propostos nas referências /8,10/ no contrôle do gerador de vapor supercrítico.

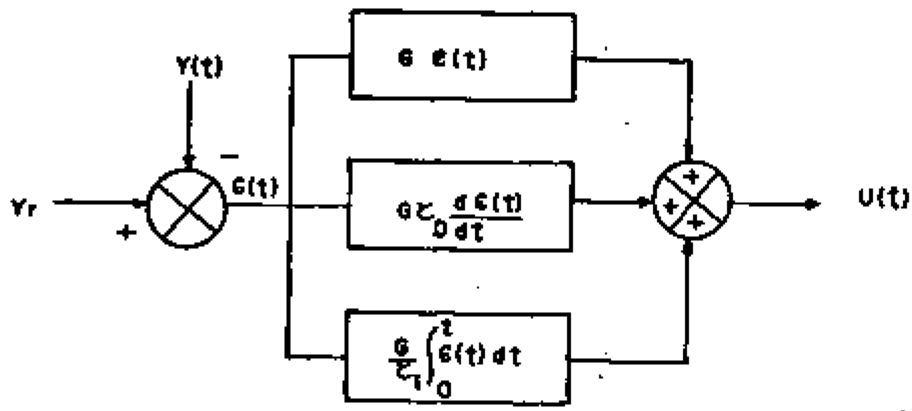


FIGURA 4.2 - Elemento de Contrôle do Tipo PID Paralelo.

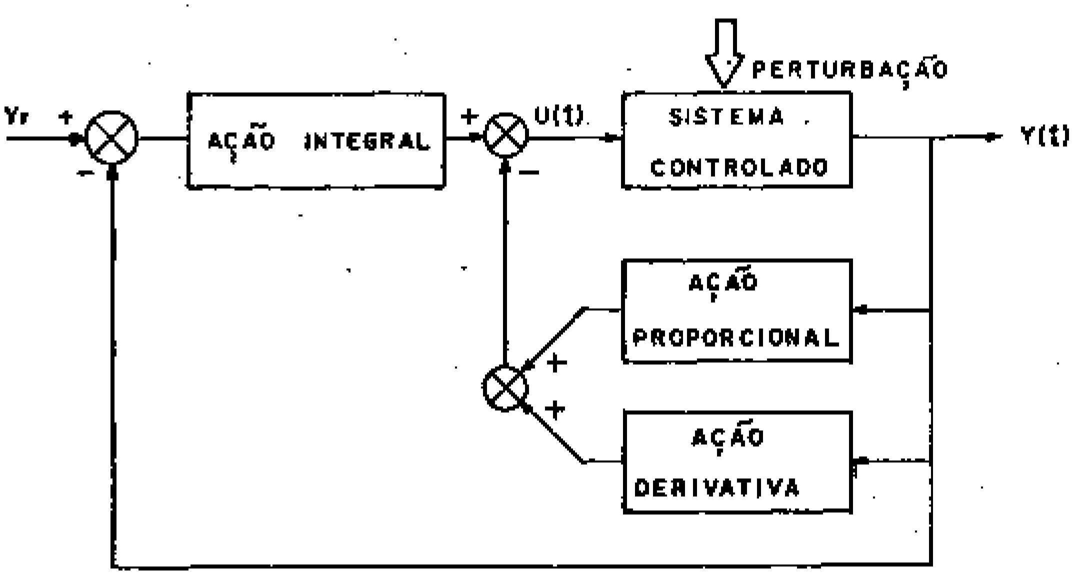


FIGURA 4.3- Sistema Controlado com Versão Discreta do PID.

4.3- Contrôle da Pressão do Vapor na Entrada da Turbina

A pressão do vapor P(L,t) é controlada através da pressão P(0,t) imposta pela bomba de alimentação do circuíto de vapor . Figura 4.1. A vinculação de P(L,t) a P(0,t) possibilita a realimentação do circuíto de vapor através dos elementos de contrôle. Figura 4.1.b.

O elemento final de contrôle , representado pela bomba de alimentação é modelado como um elemento inercial através de uma equação diferencial ordinária de primeira ordem (4.7) /20/.

$$P(0,t) + \tau_B \frac{dP(0,t)}{dt} = G_B . \chi(t) \qquad 4.7$$

onde τ_B, G_B, $\chi(t)$ e $P(0,t)$ são respectivamente a constante de tempo e ganho da bomba; variável de saída do elemento de contrôle e variável indiretamente controlada.

Considerando-se o elemento de contrôle como o PID analógico , tem-se

$$P(0,t)+\tau_B \frac{dP(0,t)}{dt} = G_B.G\left[\varepsilon(t)+\tau_D.\frac{d\varepsilon(t)}{dt} + \frac{1}{\tau_I}\int_0^t \varepsilon(t)\,dt\right] \qquad 4.8$$

Esta última expressão é derivada em relação à variável temporal t.

$$\frac{dP(0,t)}{dt} + \tau_B \frac{d^2P(0,t)}{dt^2} = G_T\left[\frac{d\varepsilon(t)}{dt} + \tau_D.\frac{d^2\varepsilon(t)}{dt^2} + \frac{1}{\tau_I}.\varepsilon(t)\right] \qquad 4.9$$

O equivalente discreto de (4.9) pode ser expresso como

$$\overset{K+1}{P}(0) - \overset{K}{P}(0) + \frac{\tau_B}{\Delta t}\left(\overset{K-1}{P}(0) - 2\overset{K+1}{P}(0) - \overset{K}{P}(0)\right) = G_T\Big[(\varepsilon^{K+1} - \varepsilon^{K}) + \frac{\tau D}{\Delta t}$$

$$(\varepsilon^{K} - 2\varepsilon^{K+1} + \varepsilon^{K-1}) + \frac{\Delta t}{\tau_I}\,\varepsilon^{K+1}\Big] \qquad 4.10$$

onde $G_T = G_B.G$ é o ganho global do elo de realimentação.

O segundo membro de (4.10) é identificado com o algorítmo proposto (4.6).

$$\overset{K+1}{P}(0) - \overset{K}{P}(0) + \frac{\tau_B}{\Delta t}\left(\overset{K+1}{P}(0) - 2\overset{K+1}{P}(0) + \overset{K}{P}(0)\right) = G_T\Big[-\left(\overset{K+1}{P}(L) - \overset{K}{P}(L)\right) -$$

$$- \frac{\tau D}{\Delta t}\left(\overset{K-1}{P}(L) - 2\overset{K+1}{P}(L) - \overset{K}{P}(L)\right) + \frac{\Delta t}{\tau_I}\left(P_r^{K+1} - \overset{K+1}{P}(L)\right)\Big] \qquad 4.11$$

O algorítmo (4.11) é a versão discreta do elemento de contrôle PID, onde a variável controlada P(L) é a pressão de saída da bomba modelada como um elemento inercial.

Ainda para o contrôle da pressão P(L,t) é proposto um algorítmo baseado na ação integradora baseando-se na análise realizada anteriormente . Sua representação numérica é análoga a (4.11) , sem as contribuições das ações proporcional e derivativa.

$$\frac{\tau_B}{\Delta t^2}\left(P^{K-1}(0)-2P^{K+1}(0)+P^{K}(0)\right)+\frac{P^{K+1}(0)-P^{K}(0)}{\Delta t}=G_{TI}\left(P_r^{K+1}-P^{K+1}(L)\right) \qquad 4.12$$

onde $G_{TI} = G_T/\tau_I$

4.4- Resultados dos Algorítmos Propostos no Contrôle da Pressão na Entrada da Turbina

Os valores numéricos das constantes dos elementos de contrôle acham-se na Tabela 4.1.

Elemento de Controle		
PID		$\tau_I = 1 [s]$
	$G_{TI} = 1.8$	$\tau_D = 1 [s]$
I	$G_{TI} = 1.8$	
Elemento final de controle - bomba		$\tau_B = 2 [s]$

TABELA 4.1- Constantes dos Elementos de Contrôle PID e I e do Elemento Final de Contrôle.

Na Tabela , as constantes da bomba foram obtidas da referência /10/.

As demais constantes foram obtidas experimentalmente para o modelo não linear do gerador de vapor. No caso do elemento I, partiu-se do valor proposto por Sanathanan /10/ aplicado a um modelo linear simplificado do gerador de vapor.

As respostas das variáveis P(L,t) , T(L,t) e $H_o(t)$ acham-se tabeladas no Apêndice 4.

4.4.1- Elemento de Contrôle PID

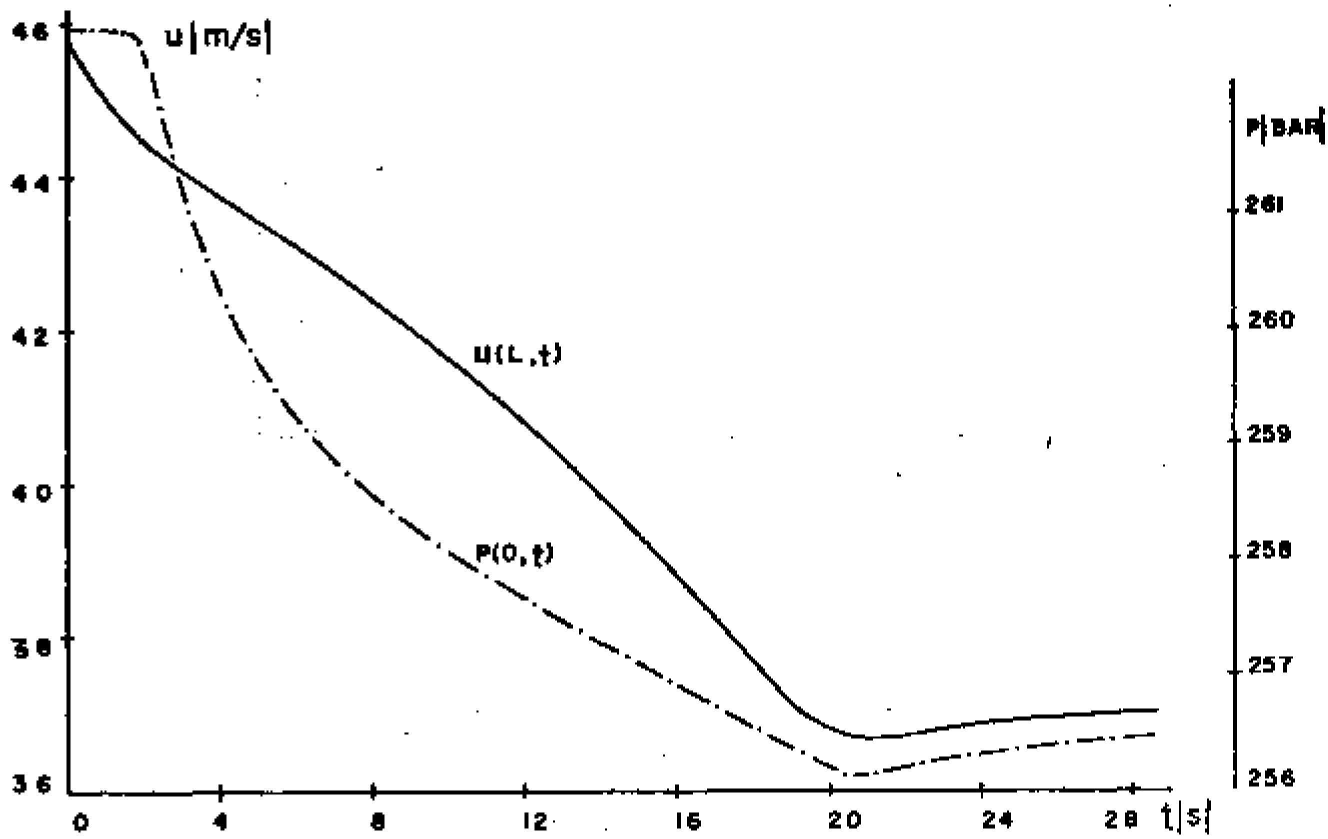
A Figura 4.4 expressa o comportamento do gerador de vapor sob a ação do algorítmo PID (4.11). Neste exemplo perturbou-se o modelo não linear através de uma excitação do tipo rampa de 50% /minuto na área normalizada da válvula - (4.13), partindo do estado estacionário à plena carga, simulando uma diminuição de demanda. Foi também mudado o valor de referências $P_r(t)$ para 245.[BAR] .

$$a_T(t) = 1- . \frac{.5}{60} t \qquad t \leq 20 | s | \qquad 4.13$$

$$a_T(t) = a_T(20). \qquad t > 20 [s]$$

A velocidade do vapor u(L,t) tende a cair com o fechamento progressivo da válvula, fazendo com que a pressão do vapor aumente. No instante t = 2[s] o elemento PID começa a agir, forçando a pressão imposta pela bomba P(0,t) a diminuir, levando a pressão $\dot{P}(L,t)$ ao novo valor de referência fixado (Tabela A.4.1).

O comportamento do modelo linearizado foi verificado para a mesma perturbação, porém, mantendo-se constante o valor de referência $P_r(t)$= 246.86 [BAR] . O êrro atuante acha-se referenciado ao instante K, ou seja, o sistema controlado evolui baseando-se no êrro do instante anterior.



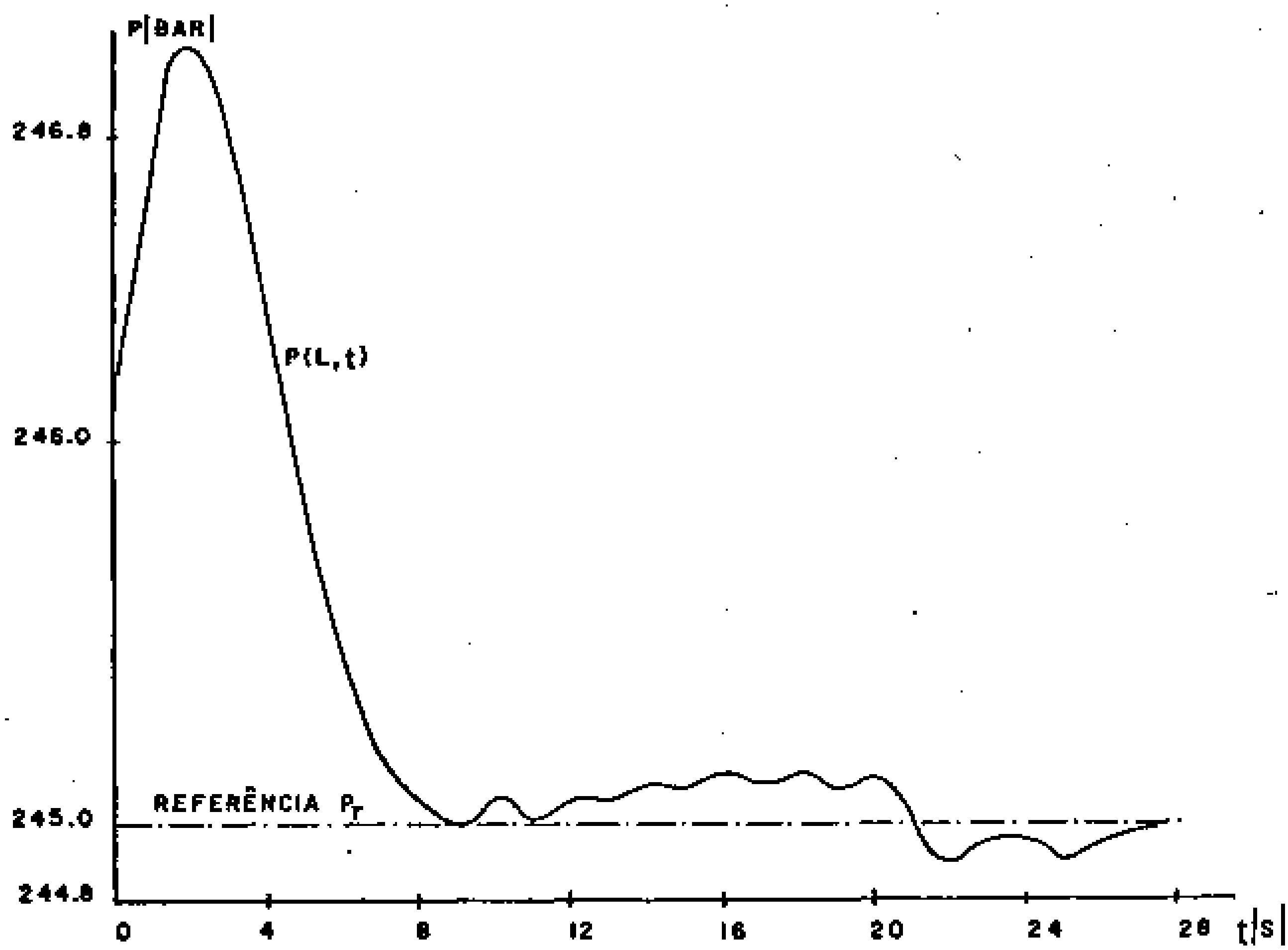
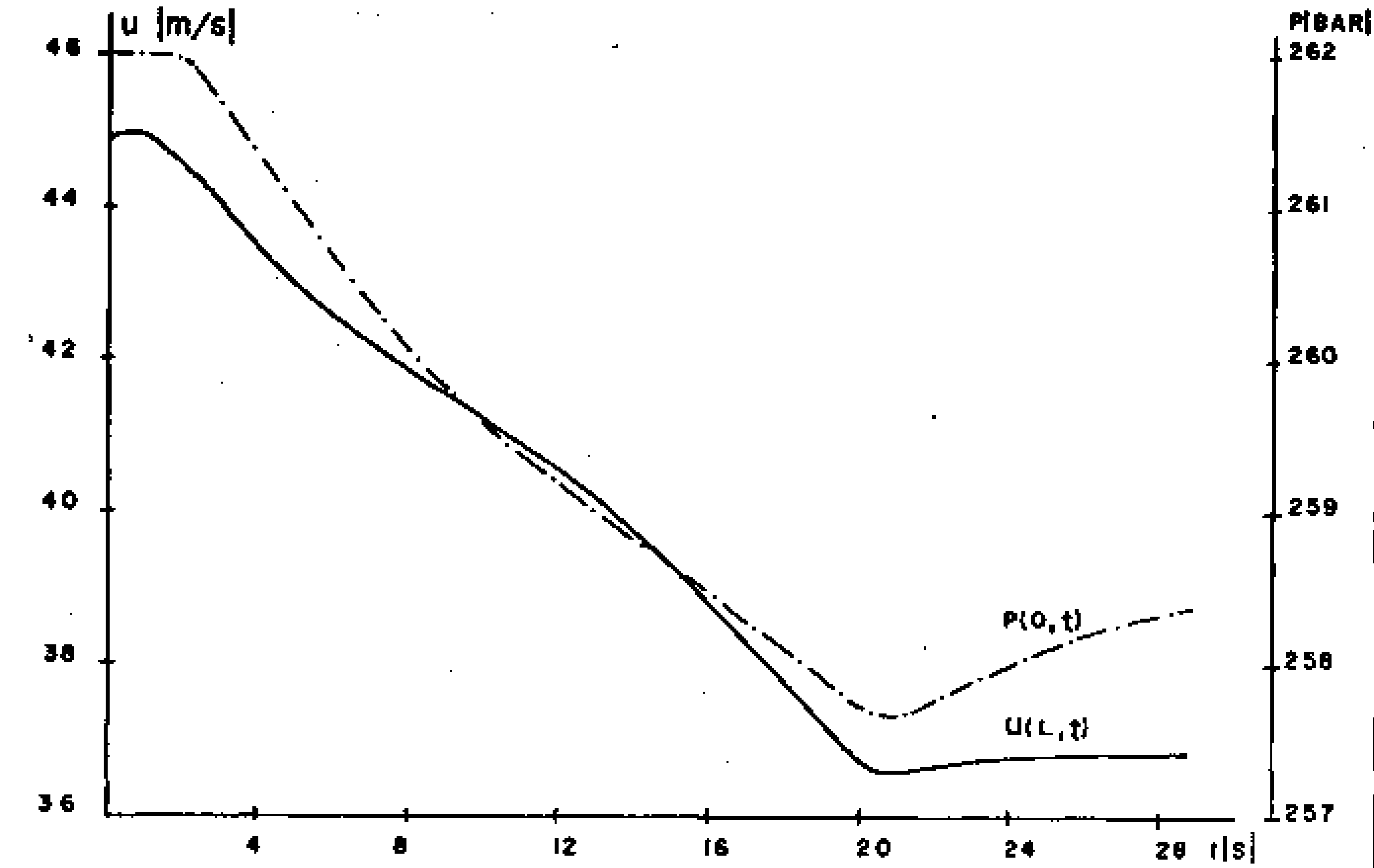


FIGURA 4.4- Resposta do Elemento PID no Contrôle da Pressão do Vapor P(L,t) na Entrada da Turbina modelo não linear.



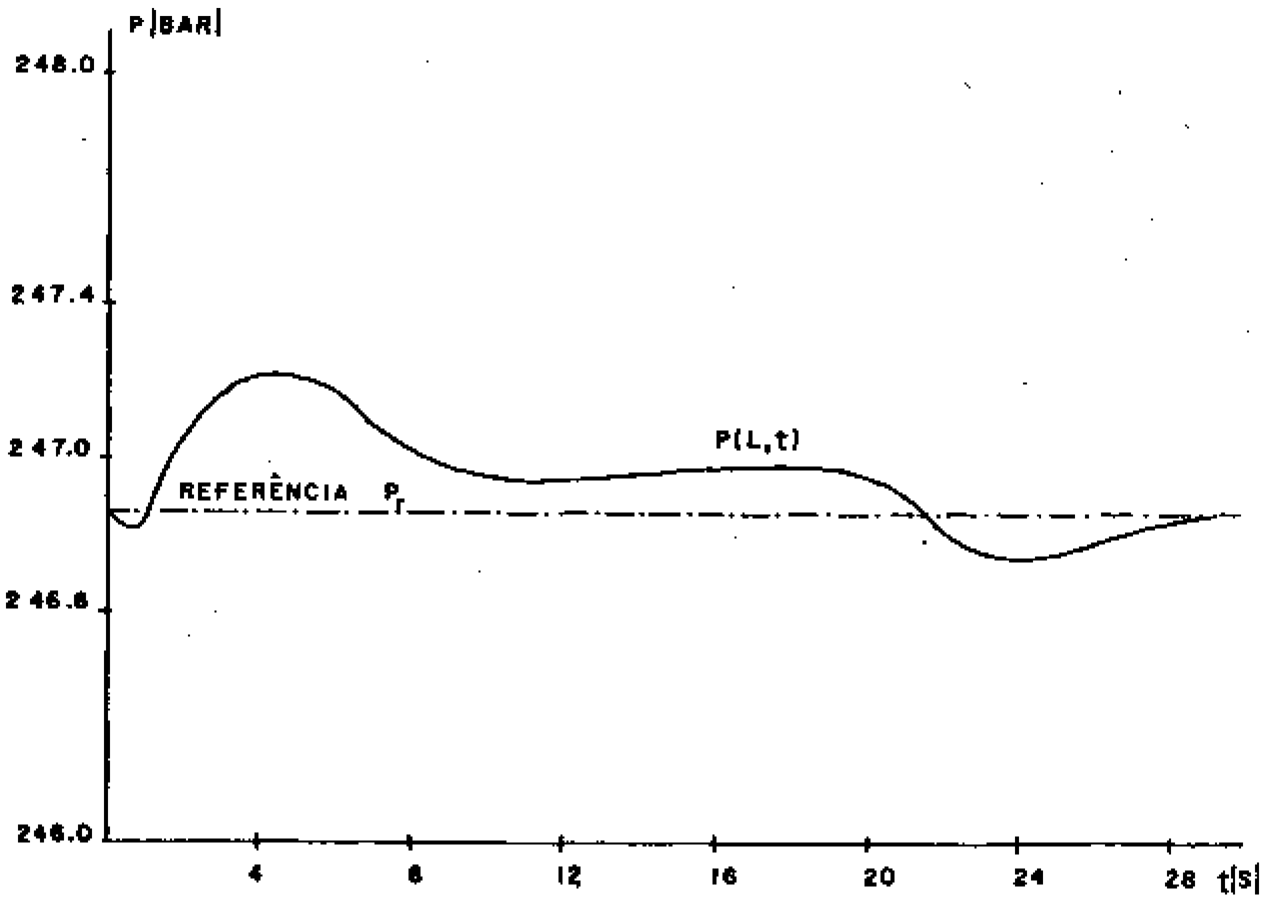


FIGURA 4.5- Resposta do Elemento PID no Controle da Pressão do Vapor P(L,t) na Entrada da Turbina - Modelo Linearizado

Esta colocação é relevante por representar a situação prática no emprego do DDC. A Figura 4.5 descreve o comportamento das variáveis do sistema controlado para o modelo linearizado (Tabela A.4.2).

4.4.2- Elemento de Contrôle com Ação Integral I

Nesta versão o êrro atuante é referenciado ao instante anterior, estando a resposta do sistema controlado para o modelo não linear representada na Figura 4.3 (Tabela A.4.6).

O desempenho do elemento de contrôle com ação integral é comparável ao do PID para o presente sistema controlado, o que confirma a colocação do fim do item 4.2, baseando-se em proposições da referência /25/.

Os desvios relativos máximos dos valores de referência da variável controlada para os elementos de controle propostos estão expressos na Tabela 4.2.

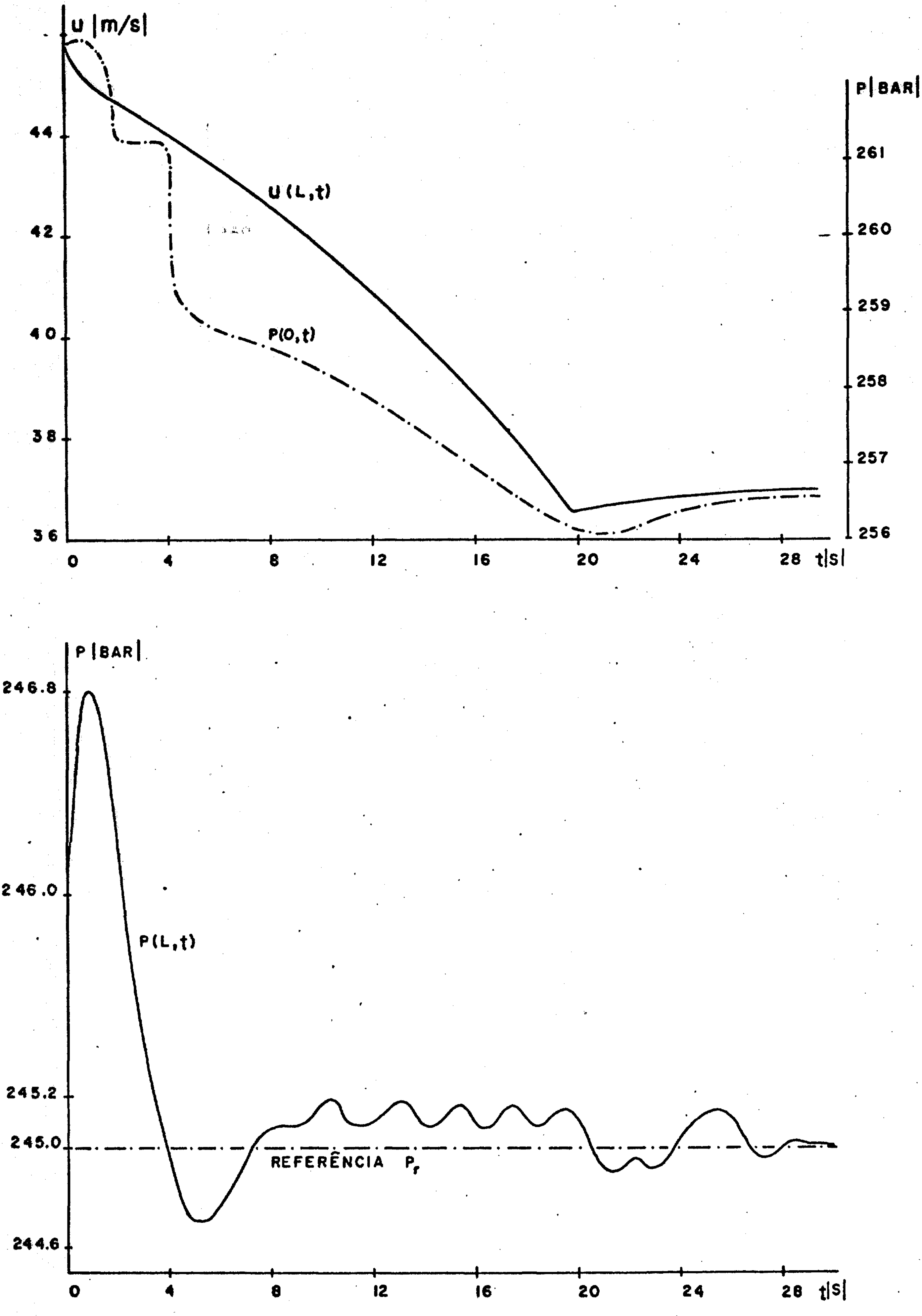


FIGURA 4.6- Resposta do Elemento I no Contrôle da Pressão do Vapor P(L,t) na Entrada da Turbina - Modelo não Linear.

Elemento de contrôle	Modelo numérico	Referência $P_r(t)$/BAR/	Desvio máximo da variável $P(L,t)$ %
PID	não linear	245.00	.057
	Linearizado	246.86	. 14
I	Não linear	245.00	.077

TABELA 4.2- Desvios Relativos Máximos da Variável Controlada em Relação à Referência para os Elementos de Contrôle PID e I.

A mudança introduzida na variável de referência $P_r(t)$ mostrou pelas respostas analisadas não induzir variações bruscas na variável manipulada ou indiretamente controlada. Conforme foi analisado anteriormente, este comportamento baseia-se no fato do sinal de referência achar-se incluído apenas na ação integral dos elementos de contrôle.

4.5- Contrôle de Demanda e da Temperatura na Entrada da Turbina

A ârea do acelerador da turbina deve ser regulada afim de que a energia entregue â mesma acompanhe a demanda solicitada. Portanto, o elemento final de contrôle é a válvula de aceleração, modelada como um elemento inercial. O algorítmo de contrôle discreto proposto é análogo ao (4.12), resultando:

$$\frac{\tau_T}{\Delta t^2}\left(a_T^{K-1}-2a_T^{K+1}+a_T^{K}\right)+\frac{a_T^{K+1}-a_T^{K}}{\Delta t}=G_{TI}\left(H_D^{K+1}-H_S^{K}\right) \qquad 4.14$$

Os elementos de (4.14) podem ser identificados com os da Figura 4.1.b, onde a_T, H_S, H_D, τ_T e G_{TI} são respectivamente : variável indiretamente controlada - ârea do acelerador, variável controlada - potência de saída do gerador, demanda de energia térmica solicitada, constante de tempo do acelerador e ganho global do sistema de contrôle (4.15).

$$G_{TI} = G_a \cdot G_{ca} \qquad 4.15$$

onde G_a e G_{ca} são respectivamente: ganho do acelerador -elemento final de contrôle e do elemento de contrôle com ação integral I.

O êrro atuante $(H_D^{K+1}-H_O^K)$ no instante K+1 é baseado no sinal de demanda H_D (4.16) em K+1 e na potência térmica de saída do gerador no instante K (4.17)

$$H_D^{K+1} = \frac{H_e^{K+1}}{\eta} \qquad 4.16$$

$$H_S^K = \rho^K(L).u^K(L)A(h^K(L)-h^K(0) \qquad 4.17$$

onde H_e, η, ρ, u, h, A são respectivamente : demanda de energia elétrica, rendimento global da usina, densidade , velocidade e entalpia do vapor e área total de passagem , com os índices 0 e L referenciados à entrada e saída do gerador de vapor.

A temperatura de entrada do vapor no gerador de vapor não é sujeita a nenhum contrôle. Consequentemente, para que a temperatura do vapor na entrada da turbina seja mantida - constante, deve-se agir na temperatura de entrada ou na velocidade do sal, ou em ambas.

Neste trabalho utiliza-se a velocidade do sal como variável manipulada, e o algorítmo discreto pode ser derivado, partindo de (4.18) com procedimento análogo ao da obtenção de (4.12).

$$V + \tau_S \frac{dV}{dt} = G_{BS}\left[\int_o^t G_{CS}(T_r(t) - T(L,t)dt + G_D\ SH_D\right]$$

ou

$$\frac{dV}{dt} + \tau_S \frac{d^2V}{dt^2} = G_{BS}\left[G_{CS}(T_r(t) - T(L,t)) + G_D \frac{dHD}{dt}\right] \qquad 4.18$$

Discretizando

$$\frac{V^{K+1} - V^K}{\Delta t} + \frac{\tau_S}{\Delta t^2}\left[V^{K+1} - 2V^K + V^{K-1}\right] = GT_{S1}(T_r(t) - T(L,t) +$$

$$+ \frac{GT_{S2}}{\Delta t}(H_D^{K+1} - H_D^K) \qquad 4.19$$

onde τ_S, G_{BS} e G_{CS} são respectivamente: constante de tempo e ganho da bomba de sal, modelada como um elemento inercial e ganho do elemento integrador.

No algorítmo (4.19) foi incluído o elemento de contrôle proporcional ao incremento de demanda , com a constante de proporcionalidade G_D. Figura 4.1.b . Sua finalidade é dar um caráter anticipatório ao algorítmo, baseando-se nos elementos de contrôle propostos na referência /10/.

Os ganhos globais do sistema controlado são respectivamente:

$$G_{TS1} = G_{BS} \cdot G_{CS}$$

$$G_{TS2} = G_{BS} \cdot G_D$$

4.6 - Resultados Aplicados ao Gerador de Vapor Realimentado como Seguidor de Demanda

O modelo não linear do gerador de vapor é realimentado através dos elementos de contrôle correspondente, afim de análisar seu desempenho como seguidor de demanda de energia sob contrôle estrito de pressão e temperatura.

Os valores das constantes dos elementos de contrôle estão expressoes na Tabela 4.3.

Variável controlada H_D	Elemento de controle I	$G_{Ca} = .2$	
Variável indiretamente controlada a_T	Elemento final de contrôle - acelerador da turbina.	$G_a = 10^{-7} \lvert W^{-1} \rvert$	T 1|s|
Variável controlada $T(L,t)$	Elemento de controle I	$G_{CS} = 1.75$	
	Elemento de controle P	$G_D = 3.2 \times 10^{-5} \lvert ºC.W^{-1} \rvert$	
Variável indiretamente controlada V	Elemento final de contrôle - bomba de aceleração do sal	$G_{BS} = 9.9398 \times 10^{-4} \lvert m.s^{-1} ºC^{-1} \rvert$	S 2|s|

TABELA 4.3- Constante dos Elementos de Contrôle de Demanda e Temperatura.

Os valores da Tabela 4.3 estão propostos na referência /10/, com exceção de G_{Ca} e G_D que foram obtidos expementalmente à partir dos valores dessa referência.

A pressão do vapor é controlada pelo elemento PID , com as constantes da Tabela 4.1.

Dentre as solicitações típicas de demanda na faixa operacional da usina MSBR, simula-se uma redução em rampa na potência de saída de 10%/minuto a partir do estado estacionário à plena carga. A resposta do modelo não linear está expressa na Figura 4.4 (Tabela A.4.4).

Quando o fluxo de vapor é diminuído em resposta ao sistema de controle de demanda pela diminuição da área de passagem do acelerador da turbina nas reduções de demanda, a temperatura do vapor T(L,t) tenderia a aumentar se não houvesse redução correspondente na energia entregue ao gerador de vapor pelo circuito de sal. Porém, o sistema de controle de temperatura atua sobre a bomba de recirculação do sal reduzindo seu fluxo de massa, e consequentemente a energia entregue, com estabilização da temperatura T(L,t). O efeito contrário é observado nas solicitações de demanda.

Pelo comportamento do modelo não realimentado previa-se o efeito oposto induzido pela variação na área do acelerador na temperatura do vapor (T(L,t), que se reflete nos respectivos sistemas de contrôle, podendo ser observado na Figura 4.7 pela posição nas respostas de demanda de temperatura.

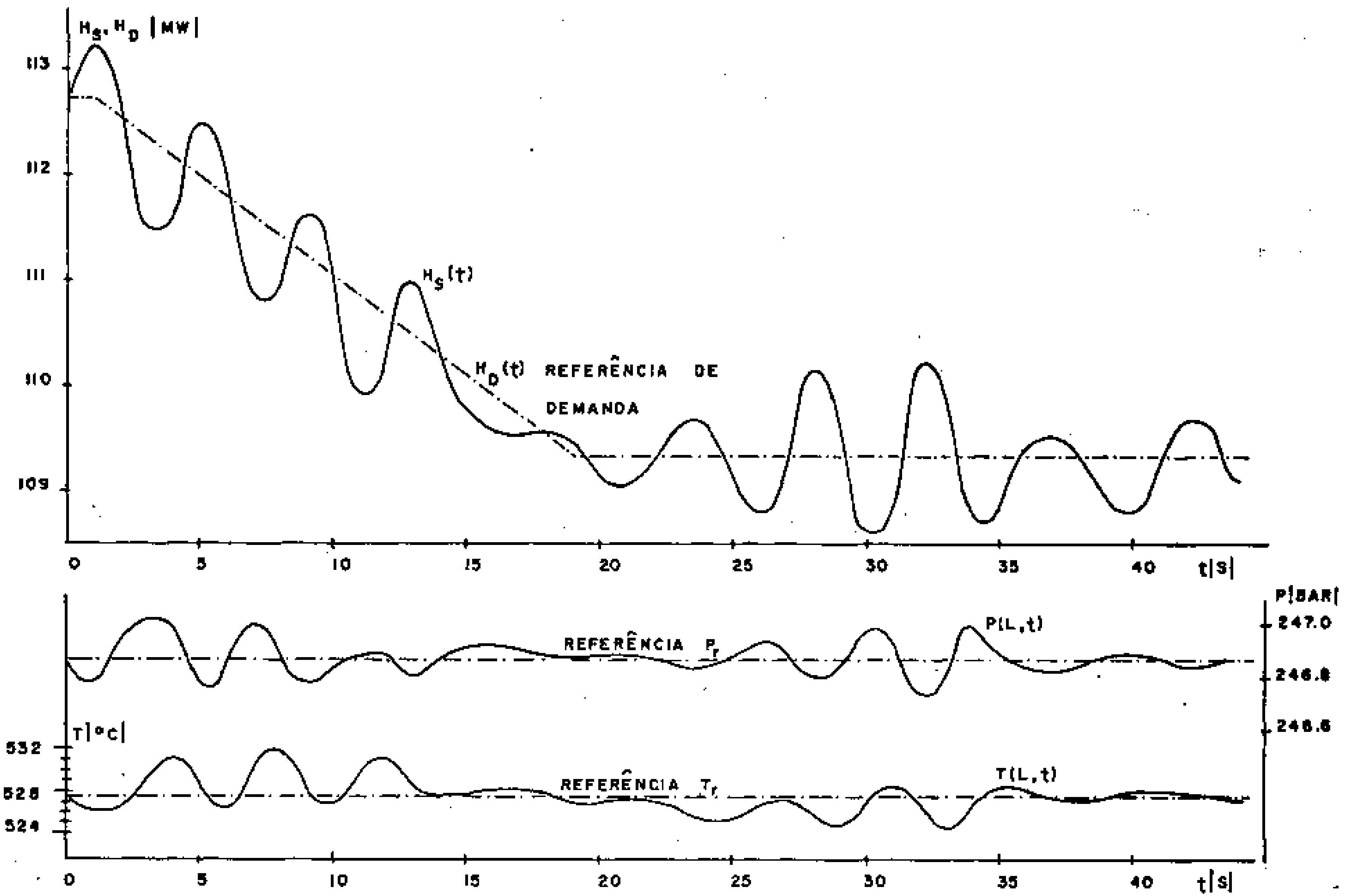


FIGURA 4.7- Respostas das Variáveis T(L,t), P(L,t) e $H_O(t)$ no Gerador de Vapor Realimentado com Redução de Demanda na Taxa de 10%/minuto - Modelo não Linear.

Os desvios máximos relativos entre as respostas dos sistemas de contrôle e seus valores de referência encontram-se na Tabela 4.4.

Elemento de controle	Variável controlada	Referência	Desvios máximos relativos %
PID	$P(L,t)$	24 .86 [BAR]	.057
PI	$T(L,t)$	527.45 [ºC]	. 65
I	$H_D(t)$	$112.732(1-\frac{.1}{60}t)$ [MW]	. 76

TABELA 4.4 - Desvios Máximos relativos das Variáveis controladas em relação a seus Valores de Referência.

A seguir o modelo é excitado pela solicitação de demanda esquematizada na Figura 4.8 (Tabela A.4.5) onde os trechos em rampa possuem a declividade de -20%/minuto e +20%/minuto , partindo do estado estacionário anterior, respectivamente.

Esta solicitação está além das características operacionais da usina MSBR, servindo para testar o desempenho dos respectivos sistemas de contrôle que realimentam o gerador de vapor. Os desvios máximos observados encontram-se na Tabela 4.5.

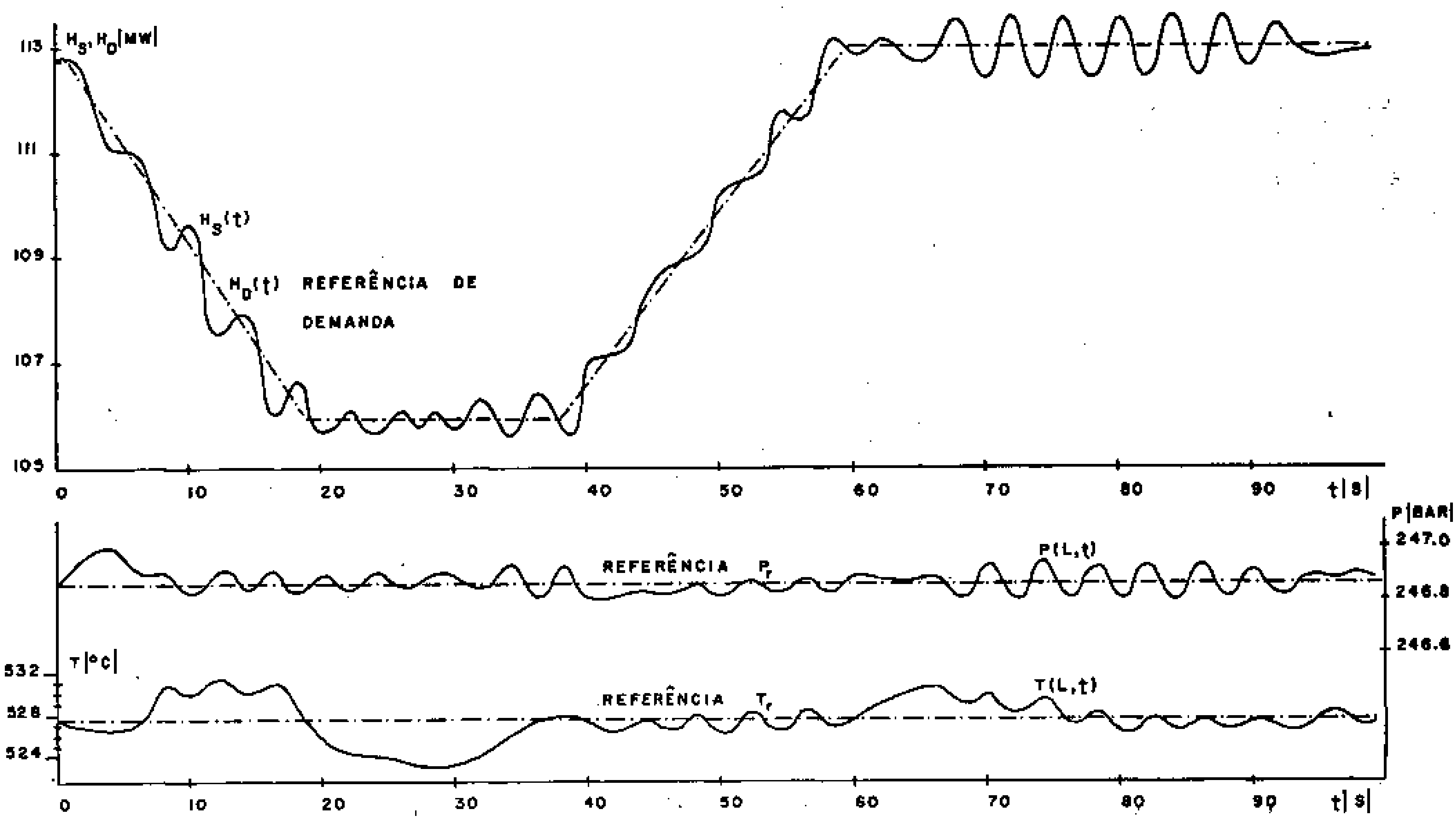


FIGURA 4. 8- Respostas das Variáveis T(L,t), P(L,t) e $H_O(t)$ no Gerador de Vapor Realimentado em Solicitações de demanda nas Taxas de $\pm$ 20%/minuto- Modelo não Linear.

Elemento de contrôle	Variável controlada	Referência		Desvios máximos relativos %
PID	$P(L,t)$	246.86 [BAR]		.057
PI	$T(L,t)$	527.45 [ºC]		.94
I	$H_D(t)$	$t=0[s]$	112.732	.83
		$0<t<19\ [s]$	$112.732(1-\frac{.2}{60}\ t)$	
		$19\leq t<38[s]$	105.969 [MW]	
		$38\leq t<60[s]$	$105.969(1+\frac{.2}{60}\ t)$	
		$t\geq 60[s]$	113.033	

TABELA 4.5- Desvios Máximos relativos das Variáveis controladas em relação a seus valores de referência.

4.7- Conclusões

A análise dos resultados obtidos para o gerador realimentado confirma a expectativa quanto ao desempenho dos algorítmos discretos propostos.

O sistema controlado mostrou-se estável quando os ganhos dos elementos de contrôle foram variados durante o processo experimental de sintonia do modelo não linear. Os elementos de contrôle PID ou I empregados no contrôle da pressão $P(L,t)$ através da bomba de alimentação do vapor mostraram-se bastante insensíveis quanto a variação de seus ganhos, ampliando a análise feita por Sanathanan /10/, para o elemento I.

O algorítmo (4.6) foi também proposto no contrôle da temperatura $T(L,t)$ empregando-se a temperatura (L,t) como variável manipulada, mantendo constante a velocidade do sal $\overline{V}$. Os resultados obtidos confirmaram a viabilidade deste elemento de contrôle.

5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1- Conclusões

Foi desenvolvido um método numérico implícito para resolver as equações de conservação: massa, quantidade de movimento e energia unidimensionais, acopladas através de uma equação de estado que relaciona a densidade com a pressão e entalpia. O método proposto $\varepsilon = 1$, forneceu soluções estáveis em condições onde a compressibilidade e a expansão térmica do fluído são ambas importantes, conforme os transientes analisados no terceiro Capítulo.

O modelo numérico realimentado através de algorítmos discretos como elementos de contrôle possibilitou o estudo do comportamento do gerador de vapor durante as solicitações de demanda. Obviamente, um estudo mais realístico da usina MSBR em seguimentos de demanda incluiria as modelagens termo-hidráulica do trocador de calor intermediário (Figura 1.1) e neutrônica-termo-hidráulica do reator nuclear. Para o trocador de calor intermediário pode ser utilizado o modelo numérico do trocador desenvolvido no segundo Capítulo , desde que a geometria, propriedades dos fluídos e condições operacionais sejam ajustadas /3/. Entretanto, os elementos de contrôle propostos ao gerador de vapor desacoplado do restante da usina servirão como elementos de partida para futuros estudos envolvendo a usina MSBR completa.

5.2- Sugestões para Trabalhos Futuros

Conforme as análises desenvolvidas no segundo Capítulo deste trabalho, as formulações numéricas $.5 \leq \varepsilon \leq 1$ requerem o mesmo esforço computacional, pois, suas matrizes não são triangulares. Embora a formulação implícita $\varepsilon = 1$ seja incondicionalmente estável em condições extremas nos passos discretos, a formulação $\varepsilon = .5$ é a mais precisa, visto sua aproximação ser de segunda ordem empregando diferenças finitas centrais. Portanto, propõe-se o desenvolvimento do modelo numérico do gerador de vapor para $\varepsilon = .5$, e o estudo de sua estabilidade em função dos passos de discretização, podendo os resultados serem comparados com os obtidos neste trabalho.

A segunda opção seria a complementação do modelo, com o acoplamento do reator nuclear e o trocador de calor intermediário para estudos de transientes e de contrôle da usina MSBR.

Como terceira sugestão propõe-se a aplicação dos algorítmos propostos na referência /25/ ao modelo não linear do gerador de vapor, sendo esta alternativa essencialmente um estudo de contrôle. Estes algorítmos são variantes do PID, onde o modelo do sistema controlado é obtido a partir da discretização da resposta Y(t) a um impulso unitário na variável indiretamente controlada u(t) (Figura 5.1).

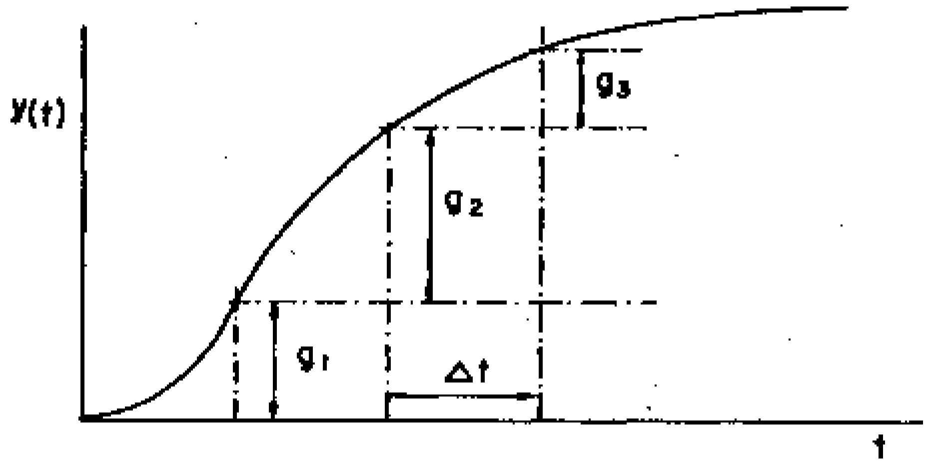


FIGURA 5.1- Resposta Típica a um Degrau Unitário na Variável u(t) para Processos Industriais.

Este modelo segue os primeiros (n-1) pontos da curva resposta ao degrau unitário, sendo então complementado com um ajuste exponencial do n-ésimo ponto até o estado estacionário. Sua função de transferência no domínio da variável z é dada por:

$$Gp(z^{-1}) = g_1 z^{-1} + g_2 z^{-2} + \dots + gn z^{-n}/(1-pz^{-1}) \qquad 5.1$$

$$= (b_1 z^{-1} + b_2 z^{-2} + \dots + b_n z^{-n})/(1-pz^{-1}) \qquad 5.2$$

onde $b_1 = g_1$, $b_i = g_i - pg_{i-1}$ $(i = 2,\dots,n)$, com os parâmetros gs definidos na Figura 5.1, e p um fator de decaimento com valores entre 0 e 1.

Normalmente p é determinado de tal forma que o ganho do modelo no estado estacionário equipara-se ao ganho do sistema controlado, levando a seguinte expressão:

$$P = 1 - \frac{g_n}{Kp - \sum_{i=1}^{n-1} g_i} \qquad 5.3$$

onde Kp é o ganho do sistema controlado.

A relação entrada-saída dada por (5.2) pode alternativamente ser descrita como:

$$\begin{aligned} x(K+1) &= Px(K) + qu(K) \\ Y(K) &= cx(K) \end{aligned} \qquad 5.4$$

onde x(K) é o vetor de estado n-dimensional, u(K) a entrada escalar, Y(K) a saída escalar do sistema controlado, e P, q e c são matrizes n x n, nxl e n x n respectivamente , definidas como:

$$P = \begin{vmatrix} 0 & 1 & 0 & \ldots\ldots & 0 \\ 0 & 0 & 1 & \ldots\ldots & 0 \\ \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \ldots\ldots & 0 \; P \end{vmatrix}, \quad q = \begin{vmatrix} g_1 \\ g_2 \\ g_n \end{vmatrix} \quad e \quad c = \begin{vmatrix} 10\ldots 0 \end{vmatrix}$$

Ao modelo assim formulado são acoplados algorítmos de controle que empregam o vetor de estado definido em (5-4).

A primeira versão do PID proposto ao modelo é conhecida como FTSC (Finite-Time Settling Control Algorithm) :

$$u(K) = K_I \sum_{i=0}^{K} |r(i)-y(i)| - \sum_{J=1}^{n} K_J \; x_J(K) \qquad 5.5$$

onde K_I e K_J são os ganhos dos elementos de controle e x_j a j-ésima variável de estado definida em (5.4) . Nota-se em (5.5) que as ações P e D do elemento PID foram substituídas pela realimentação das variáveis de estado (segundo termo em (5.5)).

Os ganhos dos elementos são determinados pelas seguintes expressões:

$$K_I = \frac{1}{b_1+b_2+\ldots+b_n}$$ ganho da ação integral

$$K_1 = 0,\; K_2 = K_3 = \ldots\; K_{n-1} = K_I$$

$$K_n = \frac{1}{g_n} \;|(1+p)-(g_1+g_2+\ldots+g_{n-1})K_I|$$ ganhos da realimentação nas variáveis de estado.

O algorítmo FTSC pressupõe que todas as variáveis de estado são diretamente acessíveis, o que é uma hipótese não realista, pois as variáveis de estado introduzidas artificialmente em (5.4), não são usualmente acessíveis.

O segundo algorítmo proposto FTSO (Finite Time Settling Observer) vence esta dificuldade pelo emprego do observador com informação à priori /25/.

Esta análise tem o objetivo de situar o assunto dentro do contexto, servindo para introduzir os algorítmos FTSC e FTSO como variantes do elemento de controle PID, facilitando suas localizações e empregos a partir das referências específicas /25,28 e 29/.

APÊNDICE 1

Dedução do critério de estabilidade explícito em função das condições operacionais do modelo e passos discretos Δx e Δt .

Partindo da equação (2.8) para o secundário, tem - se:

$$\frac{T_{2i+1}^{K+1} - T_{2i+1}^{K}}{\Delta t} + V\left(\frac{T_{2i+1}^{K} - T_{2i}^{K}}{\Delta x}\right) = \frac{UK2}{\rho 2Cp2}\left(T_{1i+1}^{K} - T_{2i+1}^{K}\right)$$

$$T_{2i+1}^{K+1} - T_{2i+1}^{K} = -\left(\frac{V\Delta t}{\Delta x}\right)\left(T_{2i+1}^{K} - T_{2i}^{K}\right) + \frac{UK2\Delta t}{\rho 2Cp2}\left(T_{1i+1}^{K} - T_{2i+1}^{K}\right)$$

Hipótese: se o instante (K+1) não corresponder ao estado estacionário , com T_2 aquecendo.

$$T_{2i+1}^{K+1} \leq T_{2i+1,RP}^{K+1} \qquad A.1$$

No regime permanente, tem-se: (K + 1)

$$\frac{V\Delta t}{\Delta x}\left(T_{2i+1,RP}^{K+1} - T_{2i}^{K}\right) = \frac{UK2\Delta t}{\rho 2Cp2}\left(T_{1i+1}^{K} - T_{2i+1,RP}^{K+1}\right)$$

$$T_{2i+1,RP}^{K+1} = \left(V\frac{\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK2.\Delta t}{\rho 2Cp2} \right) = T_{2i}^{K}\left(\frac{V.\Delta t}{\Delta x}\right) + \frac{UK2\Delta}{\rho 2CP2}\left(T_{1i+1}^{K}\right)$$

$$T_{2i+1,RP}^{K} = \frac{\left| T_{2i}^{K}\, V\,\frac{\Delta t}{\Delta x} + \left(\frac{UK2.\Delta t}{\rho 2Cp2}\right) + T_{1i+1}^{K} \right|}{\frac{V\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK2\Delta t}{\rho 2Cp2}} \qquad \text{A.2}$$

Substituindo A.2 → A.1 →

$$T_{2i+1}^{K+1} \leq \frac{\left| \frac{V.\Delta t}{\Delta x}\, T_{2i}^{K} + \left(\frac{UK2.\Delta t}{\rho 2Cp2}\right) T_{1i+1}^{K} \right|}{\left| \frac{V.\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK2.\Delta t}{\rho 2CP2} \right|} \qquad \text{A.3}$$

Substituindo A.3 na equação em diferenças finitas

$$\frac{T_{2i}^{K}\left(\frac{V.\Delta t}{\Delta x}\right) + \frac{UK2\Delta t}{\rho 2CP2}\left(T_{1i+1}^{K}\right)}{\left| \frac{V.\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK2.\Delta T}{\rho 2CP2} \right|} - T_{2i+1}^{K} > \left(\frac{V.\Delta t}{\Delta x} \right) T_{2i}^{K} -$$

$$\left(\frac{V.\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK2\ \Delta t}{\rho 2Cp2}\right) T_{2i+1}^{K} + \frac{UK2\Delta t}{\rho 2Cp2}\, T_{1i+1}^{K} \,) \;.$$

$$\frac{T_{2i}^{K}\ \frac{V.\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK2\Delta}{\rho 2Cp2}\ (T_{1i+1}^{K}) - \left|\frac{V\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK2\Delta t}{\rho 2CP2}\right| T_{2i+1}^{K}}{\left|\ \frac{V.\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK2\Delta t}{\rho 2CP2}\ \right|} \geq \left(\frac{V\Delta t}{\Delta x}\right).T_{2i}^{K}$$

$$+ \left(\frac{UK2\ \Delta t}{\rho 2CP2}\right) T_{1i+1}^{K} - \left|\ \frac{V.\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK2\Delta t}{\rho 2CP2}\ \right| T_{2i+1}^{K}$$

Dividindo-se esta expressão pelo seu segundo membro, chega-se ao critério de convergência explícito.

$$1 \geq \frac{V.\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK2.\Delta t}{\rho 2Cp2} \qquad \varepsilon = 0 \qquad \text{A.4}$$

Para o circuito primário deriva-se um critério de estabilidade análogo.

$$\frac{T_{1i}^{K} - T_{1i}^{K}}{\Delta t} = \frac{V}{\Delta x}(T_{1i+1}^{K} - T_{1i}^{K}) + \frac{UK1}{\rho 1Cp1}\ (\ T_{2i}^{K} - T_{1i}^{K}\ )$$

$$T_{1i}^{K+1} \leq T_{1i',\ RP}^{K+1}$$

$$T_{1i',\ RP}^{K+1} = \frac{T_{1i+1}^{K}\ \left(\frac{V}{\Delta x}\right) - \frac{UK1}{\rho 1Cp1}\ .\ T_{2i}^{K}}{\frac{V}{\Delta x} - \frac{UK1}{\rho 1Cp1}}$$

$$T_{1i}^{K+1,RP} \leq \frac{T_{1i+1}^{K}(\frac{V}{\Delta x}) - \frac{UK1}{\rho 1Cp1} T_{2i}^{K}}{\left| \frac{V}{\Delta x} - \frac{UK1}{\rho 1Cp1} \right|}$$

Substituindo

$$T_{1i+1}^{K} \frac{V\Delta t}{\Delta x} - \frac{UK1T_{2i}^{K}\Delta t}{\rho 1Cp1} - T_{1i}^{K}\left|\frac{V\Delta t}{\Delta x} - \frac{UK1}{\rho 1Cp1}\right. \geq \left|-T_{1i+1}^{K} + T_{1i}^{K}\right|$$

$$\left| \frac{V\Delta t}{\Delta x} - \frac{UK1\Delta t}{\rho 1Cp1} \right| + \left(\frac{V}{\Delta x} - \frac{UK1\Delta t}{\rho 1Cp1} \right)$$

Dividindo a desigualdade pelo primeiro membro.

$$1 \geq -\frac{V}{\Delta x} \Delta t + \frac{UK1.\Delta t}{\rho 1Cp1}$$

Como a velocidade tem sinal contrário ao de x

$$1 \geq \frac{V.\Delta t}{\Delta x} + \frac{UK1\Delta t}{\rho 1Cp1} \quad \varepsilon = 0 \qquad \text{A.5}$$

Conclui-se ser a formulação explícita convergente se as desigualdades A.4 e A.5 forem simultâneamente satisfeitas.

Uma análise dos critérios de estabilidade desenvolvidos pode ser realizada pela transformação de (2.1) numa equação diferencial ordinária em t pela discretização em x. Em relação ao circuíto secundário , tem-se:

$$\frac{dT2_{i+1}}{dt} = -\frac{V}{\Delta x}(T_{2i+1}-T_{2i}) + \frac{UK2}{\rho 2CP2}(T_{1i+1}-T_{2i+1}) \text{ , ou}$$

$$\frac{dT_{2i+1}}{dt} = \frac{V}{\Delta x} T_{2i} - \frac{UK2}{\rho 2Cp2} T_{2i+1} - \left(\frac{V}{\Delta x} + \frac{UK2}{\rho 2Cp2} \right) T_{2i+1}$$

que é equivalente a $\frac{dT}{dt} = a - CT$, onde a e C são constantes.

Identificando-se as duas últimas equações, explicita-se o valor de C como:

$$C = \left(\frac{V}{\Delta x} + \frac{UK2}{\rho 2Cp2} \right)$$

Como a constante de tempo, por definição é igual a $\frac{1}{C}$, ou $\tau = \frac{1}{C}$, o critério de estabilidade explícito torna-se:

$$\Delta t_c = \tau s$$

onde τs é a constante de tempo do circuito secundário.

Para o primário tem-se uma desigualdade análoga, observando-se que a menor constante de tempo impõe o valor limite do passo Δt_c .

Nas condições operacionais do modelo a maior constante de tempo pode ser determinada graficamente pela resposta a um degrau, observando-se que seu valor é igual ao tempo necessário para que a resposta atinja 63.2% do novo estado estacionário.

APÊNDICE 2

A não disponibilidade de correlações para as propriedades $\rho = \rho\,(P,h)$ e $T = T(P,h)$ no estado supercrítico, levou - nos ao ajuste de polinômios compostos a duas variáveis que reproduzem os valores tabelados das propriedades.

Cada polinômio é analiticamente representado por

$$P(X,Y) = a_o + \sum_{i=1}^{N} a_i X^i + \sum_{K=1}^{N} b_K Y^K + b_o$$

onde a_i e b_K são os coeficientes, a_o e b_o os termos independentes e X e Y as variáveis.

O polinômio é composto considerando-se as expansões em X e Y separadamente.

Cada expansão pode ser representada pelo sistema linear.

$$\begin{bmatrix} (X1 - a_o) & (X1^2 - a_o^2) & & (X1^N - a_o^N) \\ (X2 - a_o) & (X2^2 - a_o^2) & & (X2^N - a_o^N) \\ & & & \\ (XN - a_o) & (XN^2 - a_o^N) & & (XN^N - a_o^N) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ \vdots \\ aN \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P(X1) - P(a_o) \\ P(X2) - P(a_o) \\ \\ P(XN) - P(a_o) \end{bmatrix}$$

onde $P(X_i)$ é o valor da propriedade para X_i, com Y_i constante.

Este sistema é resolvido pelo método da eliminação , onde as incógnitas são os coeficientes da expansão.

O mesmo raciocínio é válido para a variável Y_i .

Acoplando-se as duas soluções chega-se ao plinômio composto.

A representação das propriedades do vapor no estado supercrítico levou aos seguintes coeficientes para polinômios de sexta ordem

(a) $\rho\,(P,h) = a_o + \sum_{i=1}^{6} a_i h^i + \sum_{i=1}^{6} b_i P^i + b_o$

$a_o = -\ .93854 \times 10^5$	$b_o = -\ .22501 \times 10^6$
$a_1 = \ .95527 \times 10^3$	$b_1 = \ .56998 \times 10^4$
$a_2 = -\ .39322 \times 10$	$b_2 = -\ .60086 \times 10^2$
$a_3 = \ .84657 \times 10^{-2}$	$b_3 = \ .33734$
$a_4 = -\ .10103 \times 10^{-4}$	$b_4 = -\ .10637 \times 10^{-2}$
$a_5 = \ .63550 \times 10^{-8}$	$b_5 = \ .17861 \times 10^{-5}$
$a_6 = -\ .16487 \times 10^{-11}$	$b_6 = -\ .12478 \times 10^{-8}$

(b) $T(P,h) = C_o + \sum_{i=1}^{6} C_i h^i + \sum_{i=1}^{6} d_i P^i + d_o$.

$C_o = -\ .38279 \times 10^7$	$d_o = \ .83966 \times 10^7$
$C_1 = \ .92272 \times 10^5$	$d_o = -\ .20320 \times 10^6$
$C_2 = -\ .92547 \times 10^3$	$d_2 = \ .20456 \times 10^4$
$C_3 = \ .49437 \times 10$	$d_3 = -\ .10964 \times 10^2$
$C_4 = -\ .14834 \times 10^{-1}$	$d_4 = \ .330010 \times 10^{-1}$
$C_5 = \ .23706 \times 10^{-4}$	$d_5 = -\ .52883 \times 10^{-4}$
$C_6 = -\ .15764 \times 10^{-7}$	$d_6 = \ .35251 \times 10^{-7}$

(c) $h(P) = e_o = \sum_{i=1}^{6} e_i P^i$

$e_o = \ .83966 \times 10^7$

$e_1 = -\ .20320 \times 10^6$

$e_2 = \ .20456 \times 10^4$

$e_3 = -\ .10964 \times 10^2$

$e_4 = \ .33001 \times 10^{-1}$

$e_5 = -\ .52883 \times 10^{-4}$

$e_6 = \ .35251 \times 10^{-7}$

A expansão (C) é realizada para a temperatura constante de 371.ºC . Sua finalidade é representar a condição de contôrno na entalpia de entrada do vapor em função da pressão .

As derivadas $(\frac{\partial P}{\partial h})$ e $(\frac{\partial P}{\partial P})$ são calculadas pela derivação do polinômio (a).

O calor específico Cp é calculado pela definição -
$Cp = (\frac{\partial h}{\partial T})$ derivando-se (C).

$$Cp = (\frac{\partial T}{\partial h})^{-1}$$

APÊNDICE 3

Neste Apêndice acham-se tabeladas as respostas das variáveis referentes ao terceiro Capítulo - Gerador de Vapor como Circuito Aberto .

x[ft]	Velocidade V(x,t) [ft/s]	Pressão P(x,0) [Psia]	Temp.Vapor T(x,0) [°F]	Temp. Sal. θ (x,0) [°F]	Entalpia h(x,0) [BTU/ lbm]
3.77	20.29	3800.00	700.54	879.39	725.98
4.33	21.29	3797.05	712.74	889.92	752.00
8.56	22.83	3793.81	721.90	900.68	778.88
15.09	24.98	3790.18	728.50	911.84	807.04
18.86	27.87	3786.05	732.93	923.60	836.95
22.64	31.64	3781.28	735.58	936.13	868.98
26.41	36.46	3775.70	736.98	949.55	903.39
30.18	42.38	3769.17	737.82	963.95	940.13
33.96	49.30	3761.56	739.09	979.26	978.85
37.73	56.93	3752.83	741.96	995.32	1019.10
41.50	64.91	3742.98	747.64	1011.90	1060.30
45.27	73.03	3732.04	757.17	1028.70	1101.70
49.05	81.30	3719.97	771.23	1045.50	1142.80
52.82	89.90	3706.68	790.01	1061.80	1182.80
56.59	98.95	3692.09	813.09	1077.50	1221.10
60.37	108.35	3676.16	839.56	1092.30	1257.20
64.14	117.71	3658.93	868.16	1106.00	1290.60
67.91	126.52	3640.56	897.61	1118.60	1321.30
71.68	134.41	3621.21	926.75	1130.10	1349.20
75.46	141.30	3601.03	954.75	1140.40	1374.40
	147.47	3580.06	981.04	1149.80	1397.10

TABELA A-3-1 - Distribuição axial das propriedades do gerador de vapor à plena carga. - Unidades inglesas.
Número total de iterações para convergir dentro de 1% : 30 .

x[m]	Veloci-dade V(x,0) [m/s]	Pressão P(x,0) [BAR]	Temp.Vapor T(x,0) [°C]	Temp. do Sal θ(x,0) [°C]	Entalpia h(x,0) [J/kg]x10^3
	6.18	262.00	371.41	470.77	1688.7
	6.49	261.80	378.19	476.62	1749.3
	6.96	261.57	383.28	482.60	1811.8
	7.61	261.32	386.94	488.80	1877.3
	8.49	261.04	389.40	495.33	1946.9
	9.64	260.71	390.88	502.29	2021.4
	11.11	260.32	391.65	509.75	2101.4
	12.92	259.87	392.12	517.75	2186.9
	15.03	259.35	392.83	526.26	2277.0
	17.35	258.75	394.42	535.18	2370.6
	19.78	258.07	397.58	544.39	2466.3
	22.26	257.31	402.87	553.73	2562.8
	24.78	256.48	410.69	563.04	2658.3
	27.40	255.57	421.12	572.13	2751.3
	30.16	254.56	433.94	580.84	2840.4
	33.02	253.46	448.64	589.06	2924.4
	35.88	252.27	464.53	596.68	3002.2
	38.56	251.01	480.89	603.67	3073.6
	40.97	249.67	497.09	610.04	3138.4
	43.07	248.28	512.64	615.80	3197.0
	44.95	246.84	527.24	621.00	3249.8

TABELA A-3-2 - Distribuição axial das propriedades do gerador de vapor à plena carga.

DT=.2 s	DX - 1.15 m		II = 20		
Tempo	Número de	VAPOR			SAL
t [s]	Iterações	U(L,t) [m/s]	P(L,t) [BAR]	T(L,t) [°C]	θ(0,t) [°C]
0	31	44.95	246.82	527.27	470.78
.2	15	29.93	257.22	547.80	472.47
.4	12	30.76	255.11	557.08	473.37
.6	12	31.32	254.14	564.93	473.45
.8	11	31.66	253.62	570.82	473.37
1.	9	31.89	253.28	574.92	473.23
2.	5	32.33	253.02	582.37	472.76
3.	3	32.42	253.13	585.31	473.5
4	1	32.64	252.897	588.79	475.05
5	5	32.80	252.62	590.78	477.87
6	1	32.89	252.64	592.93	480.75
7	3	33.00	252.43	594.22	484.68
8	1	33.10	252.29	595.39	488.17
9	4	33.17	252.14	596.05	491.97
10	1	33.21	252.15	597.44	494.80
11	1	33.26	252.05	598.10	497.68
12	1	33.29	251.99	598.59	500.14
13	1	33.33	251.91	598.95	502.23
14	1	33.35	251.89	599.19	503.64
15	1	33.37	251.85	599.57	505.43
16	1	33.39	251.82	599.74	506.40
Excitação $a_T(t)$	$t = 0$ $t > 0$	$a_T(0) = 1$ $a_T(t) = .8$			
Tempo de CPU = 1 minuto e 22.4 s.		80 passos DT			

TABELA A-3-3- Transiente induzido no modelo não linear por uma excitação do tipo degrau na área normalizada da válvula.

DT = .2[s]		DX = 1.15 [m]		II = 20	
Tempo t[s]	Número de Iterações	VAPOR			SAL
		U(L,t)[m/s]	P(L,t)[BAR]	T(L,t)[°C]	θ(0,t)[°C]
0	31	44.95	246.82	527.27	470.78
.2	1	35.78	253.19	530.35	470.89
.4	1	31.77	254.72	547.21	470.97
.6	1	30.49	255.50	562.65	471.08
.8	1	30.48	255.59	573.36	471.29
1	1	30.94	255.31	579.65	471.63
2	1	32.40	252.86	588.45	473.34
3	1	32.60	252.08	583.51	473.42
4	1	32.40	253.46	585.44	474.54
5	1	32.73	253.11	593.32	477.47
6	1	32.99	252.20	593.20	593.56
7	1	32.97	252.46	592.94	483.91
8	1	32.97	252.54	593.41	487.64
9	1	33.19	252.12	597.23	491.36
10	1	33.22	252.05	596.98	494.62
11	1	33.24	252.14	598.05	497.59
12	1	33.32	251.93	598.89	500.22
13	1	33.34	251.88	598.88	502.34
14	1	33.35	251.90	599.27	504.11
15	1	33.38	251.84	599.70	505.59
16	1	33.39	251.79	599.76	506.56
Excitação $a_T(t)$		$t = 0$	$a_T(0) = 1$		
		$t > 0$	$a_T(t) = .8$		
Tempo de CPU		59.40 s		80 passos DT.	

TABELA A-3-4 - Transiente induzido no modelo linearizado por uma excitação do tipo degrau na área normalizada da válvula.

DT = .2[s]		DX = 1.15[m]		II = 20	
Tempo	Número	VAPOR			SAL
t[s]	de iterações	U(L,t)[m/s]	P(L,t)[BAR]	T(L,t)[°C]	θ(0,t)[°C]
0	31	44.95	246.82	527.27	470.78
.2	10	37.29	252.57	537.95	471.18
.4	10	37.81	251.40	543.22	471.38
.8	9	38.64	250.29	551.11	471.56
1	7	38.91	250.04	553.52	471.58
2	5	39.29	249.98	556.79	471.62
3	1	39.38	250.06	558.91	471.92
4	1	39.59	249.82	561.11	472.60
5	1	39.70	249.73	562.82	473.62
6	1	39.81	249.64	564.25	474.98
7	1	39.91	249.53	565.60	476.55
8	1	39.99	249.42	566.53	478.18
9	1	40.06	249.35	567.33	479.76
10	1	40.12	249.28	568.09	481.20
11	1	40.17	249.21	568.65	482.46
12	1	40.20	249.16	569.09	483.54
13	1	40.23	249.12	569.49	484.44
14	1	40.26	249.01	569.81	485.19
15	1	40.28	249.06	570.05	485.81
16	1	40.30	249.04	570.23	486.23
Excitação $a_T(t)$		$t = 0$	$a_T(0) = 1$		
		$t > 0$	$a_T(t) = .9$		
Tempo de CPU		1 minuto	21.88 s	80 passos	DT

TABELA A-3.5- Transiente induzido no modelo não linear por uma excitação do tipo degrau na área normalizada da válvula.

DT = .2[s]		DX = 1.15[m]		II = 20	
Tempo	Número de iterações	VAPOR			SAL
t[s]		U(L,t)[m/s]	P(L,t)[BAR]	T(L,t)[°C]	θ(0,t)[°C]
0	31	44.95	246.82	527.27	470.78
.2	1	40.24	250.11	528.48	470.89
.4	1	38.15	251.11	537.31	470.95
.6	1	37.52	251.65	545.59	471.01
.8	1	37.58	251.75	551.67	471.09
1.0	1	37.92	251.58	555.98	471.20
2.	1	39.53	249.71	562.63	471.75
3.	1	39.55	249.38	556.28	471.86
4.	1	39.25	250.31	558.44	472.25
5.	1	39.70	249.92	565.20	473.38
6.	1	39.92	249.33	564.45	474.79
7.	1	39.84	249.58	563.87	476.28
8.	1	39.94	249.59	566.95	477.95
9.	1	40.10	249.25	567.89	479.61
10.	1	40.11	249.23	567.43	481.05
11.	1	40.13	249.29	568.53	482.33
12.	1	40.21	249.16	569.40	483.45
13.	1	40.24	249.09	569.32	484.36
14.	1	40.25	249.12	569.65	485.12
15.	1	40.27	249.09	570.10	485.64
16	1	40.30	249.02	570.25	486.19

Excitação $a_T(t)$ $\quad t = 0 \quad a_T(0) = 1$

$\quad t > 0 \quad a_T(t) = .9$

Tempo de CPU 59.80 s 80 passos DT

TABELA A-3-6 - Transiente induzido no modelo linearizado por uma excitação do tipo degrau na área normalizada da válvula.

DT = .5[s]	DX = 1.15[m]		II = 20		
Tempo	Número de iterações	V A P O R			S A L
t[s]		U (L,t)[m/s]	P(L,t)[BAR]	T(L,t)[°C]	θ(0,t)[°C]
0	31	44.95	246.82	527.27	470.78
.5	10	46.288	246.89	529.87	470.97
1.	10	47.845	229.26	537.77	470.79
1.5	9	49.46	223.86	545.36	470.42
2	8	50.35	220.18	551.43	469.96
3	6	51.55	215.99	558.35	469.08
4	3	52.19	214.16	563.55	468.73
5	1	52.53	213.24	568.37	469.03
6	1	52.98	212.67	568.15	470.03
7.	3	53.32	212.27	568.38	471.93
8	1	53.47	212.18	570.00	473.44
9	1	53.66	211.93	571.13	475.69
10	1	53.80	211.87	571.86	477.52
11	1	53.94	211.65	572.02	479.66
12	1	54.04	211.63	572.59	481.19
13	3	54.15	211.42	572.50	483.09
14	1	54.20	211.42	572.76	484.06
15	1	54.26	211.39	573.21	485.14
16	1	54.31	211.33	573.38	486.08
17	1	54.36	211.28	573.44	486.88
18	1	54.39	211.24	573.53	487.56
19	1	54.42	211.21	573.63	488.13
20	1	54.44	211.19	573.71	488.60
21	1	54.46	211.17	573.76	488.99
22	1	54.47	211.15	573.79	489.31
23	1	54.49	211.14	573.82	489.58
24	1	54.49	211.13	573.84	489.79
25	1	54.50	211.12	573.86	489.96
Excitação P(0,t)		t = 0 t 0	P(0,0) = 262 (BAR) P(0,t) = 230 (BAR)		
Tempo de CPU		1 minuto 10.56 s		60 passos DT	

TABELA A-3-7- Transiente induzido no modelo não linear por uma excitação do tipo degrau na pressão imposta pela bomba de alimentação de vapor.

DT = .5 [s]		DX = 1.15 [m]		II = 20	
Tempo	Número	V A P O R			S A L
t [s]	de iterações	U(L,t)[m/s]	P(L,t)[BAR]	T(L,t)[°C]	θ (0,t)[°C]
0	31	44.95	246.82	527.27	470.78
.5	1	44.01	236.97	518.84	470.89
1.	1	43.98	230.77	538.05	470.79
1.5	1	45.06	226.41	552.83	470.58
2.	1	46.85	223.17	567.12	470.32
3.	1	50.34	218.22	577.69	469.70
4.	1	52.28	214.43	571.00	469.06
5.	1	52.88	212.45	564.97	468.97
6.	1	53.04	212.22	565.84	469.91
7.	1	53.24	212.44	570.28	471.76
8.	1	53.56	212.33	572.62	474.08
9.	1	53.82	211.39	572.39	476.43
10	1	53.97	211.67	571.97	478.64
11.	1	54.06	211.55	572.30	480.64
12.	1	54.15	211.51	572.92	482.42
13.	1	54.23	211.44	573.28	483.95
14.	1	54.29	211.36	573.37	485.24
15.	1	54.35	211.29	573.42	486.30
16	1	54.38	211.25	573.52	487.16
17	1	54.41	211.22	573.64	487.87
18	1	54.44	211.20	573.71	488.43
19	1	54.46	211.17	573.75	488.88
20	1	54.47	211.15	573.79	489.24
21	1	54.49	211.14	573.82	489.53
22	1	54.50	211.13	573.84	489.76
23	1	54.50	211.12	573.86	489.94
24	1	54.50	211.11	573.88	490.08
25	1	54.51	211.11	573.89	490.19
Excitação P(0,t)		t = 0 t > 0	P(0,0) = 262 (BAR) P(0,t) = 230 (BAR)		
Tempo de CPU		49.74 s	60 passos DT.		

TABELA A-3-8 - Transiente induzido no modelo linearizado por uma excitação do tipo degrau na pressão imposta pela bomba de alimentação de vapor.

DT = .5[s]		DX = 1.15[m]		II = 20	
Tempo	Número de iterações	V A P O R			S A L
t[s]		U(L,t)[m/s]	P(L,t)[BAR]	T(L,t)[°C]	θ(0,t)[°C]
0	31	44.95	246.82	527.27	470.78
1	3	44.58	247.13	527.59	470.98
2	2	44.06	247.42	530.46	471.03
3	1	43.62	247.66	533.66	471.09
4	1	43.14	247.93	537.12	471.21
5	1	42.68	248.18	540.32	471.39
6	1	42.24	248.43	543.56	471.66
7	1	41.81	248.67	547.06	472.04
8	1	41.40	248.89	550.48	472.53
9	1	41.00	249.12	553.91	473.14
10	1	40.62	249.28	556.65	473.91
11	1	40.87	249.07	556.74	474.91
12	1	40.89	249.09	558.68	475.59
13	1	40.98	249.05	560.01	476.51
14	1	41.06	248.98	560.91	477.49
15	1	41.12	248.86	560.91	478.58
16	1	41.16	248.85	561.74	479.47
17	1	41.21	248.81	562.40	480.27
18	1	41.25	248.75	562.77	481.05
19	1	41.28	248.70	562.96	481.74
20	1	41.31	248.66	563.12	482.34
21	1	41.32	248.64	563.31	482.86
22	1	41.34	248.62	563.51	483.30
Excitação $a_T(t)$ $a_T(t) = 1 - \frac{.5}{60} t$ $t \geq 0$					
Tempo de CPU 1 minuto 2.57 s				60 passos DT.	

TABELA A-3-9- Transiente induzido no modelo não linear por uma excitação do tipo rampa de 50% /minuto na área normalizada da válvula.

DT = .5 [s]		DX = 1.15 [m]		II = 20	
Tempo	Número de ite rações	V A P O R			S A L
t [s]		U(L,t) [m/s]	P(L,t) [BAR]	T(L,t) [°C]	θ (0,t) [°C]
0	31	44.95	246.82	527.27	470.78
.5	1	44.88	246.91	526.16	470.89
1	1	44.63	247.06	527.27	470.94
2	1	44.06	247.42	530.02	470.99
3	1	43.55	247.75	533.62	471.05
4	1	43.11	248.01	537.05	471.15
5	1	42.68	248.24	540.12	471.31
6	1	42.24	248.47	543.14	471.53
7	1	41.79	248.72	546.41	471.86
8	1	41.38	248.96	549.98	472.30
9	1	40.98	249.19	553.36	472.87
10	1	40.61	249.40	556.73	473.56
11	1	40.77	249.30	559.13	474.36
12	1	40.94	249.12	559.73	475.26
13	1	41.03	248.99	559.96	476.23
14	1	41.08	248.94	560.53	477.26
15	1	41.12	248.91	561.41	478.31
16	1	41.18	248.86	562.19	479.34
17	1	41.23	248.79	562.63	480.28
18	1	41.27	248.72	562.82	481.13
19	1	41.29	248.69	562.98	481.86
20	1	41.31	248.56	563.20	482.48
21	1	41.33	248.64	563.43	483.00
22	1	41.35	248.62	563.61	483.44
Excitação $a_T(t)$		$a_T(t) = 1 - \frac{.5}{60}\,t$		$t \geq 0$	
Tempo de CPU		56.56 s		60 passos DT.	

TABELA A-3-10- Transiente induzido no modelo linearizado por uma excitação do tipo rampa de 50%/minuto na área normalizada da válvula.

DT = .5[s]   DX = 1.15[m]   II = 20

Tempo t[s]	Número de iterações	VAPOR U(L,a)[m/s]	VAPOR P(L,t)[BAR]	VAPOR T(L,t)[°C]	SAL θ(0,t)[°C]
0	31	44.95	246.82	527.27	470.78
.5	5	43.82	246.69	511.73	470.97
1	4	42.51	246.87	499.43	470.97
1.5	4	41.20	247.06	489.02	470.96
2	4	39.94	247.27	479.96	470.94
3	4	37.59	247.81	464.77	470.82
4	5	35.39	248.49	452.43	470.40
5	5	33.36	249.18	441.64	469.30
6	5	31.44	249.91	432.13	467.07
7	6	29.68	250.69	424.08	463.43
8	6	28.12	251.36	417.37	458.46
9	5	26.71	251.98	411.81	452.59
10	1	26.12	252.28	407.24	447.61
11	1	25.06	252.81	404.67	441.57
12	1	24.25	253.19	402.59	436.13
13	1	23.59	253.53	401.21	431.54
14	1	23.11	253.76	400.17	427.89
15	4	22.58	254.04	399.53	424.62
16	1	22.54	254.05	399.03	423.15
17	1	22.39	254.11	398.59	421.68
18	1	22.16	254.23	398.42	420.45
19	1	22.09	254.28	398.32	419.72
20	1	22.03	254.31	398.25	419.15
21	1	21.99	254.34	398.20	418.75
22	1	21.96	254.35	398.17	418.46
23	1	21.94	254.37	398.15	418.25
24	1	21.92	254.37	398.13	418.10
25	1	21.91	254.38	398.12	418.00
26	1	21.91	254.38	398.12	417.93

Excitação TO1(L,t)
t = 0   TO1(L,0) = 621 [°C]
t 0   TO1(L,t) = 500 [°C]

Tempo de CPU 1 minuto 18.39 s   60 passos DT.

TABELA A-3-11- Transiente induzido no modelo não linear por uma excitação do tipo degrau na temperatura de entrada do circuito primário.

DT = .5[s]		DX = 1.15[m]			II = 20
Tempo	Número de Iterações	V A P O R			S A L
t[s]		U(L,t)[m/s]	P(L,t)[BAR]	T(L,t)[°C]	θ(0,t)[°C]
0	31	44.95	246.82	527.27	470.78
.5	1	45.08	246.73	508.82	470.89
1	1	44.50	246.70	496.47	470.94
1.5	1	43.52	246.72	485.49	470.96
2	1	42.33	246.80	476.05	470.96
3	1	39.79	247.12	460.03	470.90
4	1	37.33	247.62	447.47	470.63
5	1	35.04	248.23	436.62	469.83
6	1	32.91	248.97	427.25	468.09
7	1	30.94	249.65	419.27	465.08
8	1	29.12	250.42	412.78	460.71
9	1	27.48	251.19	407.86	455.25
10	1	26.07	251.92	404.46	449.21
11	1	24.92	252.55	402.22	443.15
12	1	24.05	253.06	400.82	437.57
13	1	23.41	253.45	399.92	432.75
14	1	22.96	253.72	399.33	428.82
15	1	22.64	253.92	398.93	425.76
16	1	22.41	254.06	398.65	423.45
17	1	22.24	254.16	398.46	421.75
18	1	22.13	254.24	398.33	420.54
19	1	22.05	254.29	398.26	419.67
20	1	22.00	254.32	398.21	419.07
21	1	21.97	254.35	398.18	418.65
22	1	21.94	254.36	398.15	418.37
23	1	21.93	254.37	398.14	418.17
24	1	21.92	254.38	398.12	418.04
25	1	21.91	254.38	398.12	417.95
26	1	21.90	254.39	398.11	417.89
Excitação T01(L,t)		t = 0	T01(L,0) = 621 [°C]		
		t > 0	T01(L,t) = 500 [°C]		
Tempo de CPU 48.43 s			60 passos DT.		

TABELA A-3-12- Transiente induzido no modelo linearizado por uma excitação do tipo degrau na temperatura de entrada do circuito primário.

DT = .5 [s]		DX = 1.15 [m]			II = 20
Tempo	Número de iterações	V A P O R			S A L
t [s]		U(L,t) [m/s]	P(L,t) [BAR]	T(L,t) [°C]	θ (0,t) [°C]
0	31	44.95	246.82	527.27	470.78
.5	5	44.72	246.62	521.37	470.56
1	4	44.41	246.99	519.16	470.15
1.5	3	44.30	247.12	517.51	469.79
2	1	44.30	247.14	515.96	469.55
3	1	44.17	247.20	515.11	468.89
4	1	44.06	247.24	513.99	468.17
5	1	43.93	247.29	512.69	467.44
6	1	43.80	247.37	511.60	466.70
7	1	43.69	247.47	510.94	465.98
8	1	43.60	247.55	510.53	465.30
9	1	43.55	247.60	510.16	464.66
10	1	43.50	247.64	509.74	464.08
11	1	43.45	247.68	509.33	463.56
12	1	43.41	247.72	509.01	463.10
13	1	43.37	247.75	508.79	462.70
14	1	43.34	247.78	508.64	462.36
15	1	43.32	247.80	508.50	462.07
16	1	43.30	247.81	508.36	461.83
17	1	43.29	247.82	508.24	461.63
18	1	43.27	247.84	508.15	461.47
19	1	43.26	247.85	508.08	461.33
20	1	43.25	247.85	508.03	461.22
21	1	43.24	247.86	507.98	461.12
22	1	43.24	247.87	507.94	461.05
23	1	43.23	247.87	507.90	460.98
24	1	43.23	247.87	507.87	460.93
25	1	43.23	247.88	507.85	460.80
26	1	43.22	247.88	507.83	460.85
Excitação V(t)		t = 0	V(0) = 2.243 [m/s]		
		t > 0	V(t) = 2.019 [m/s]		
Tempo de CPU		47.98 s		60 passos DT.	

TABELA A-3-13- Transiente induzido no modelo não linear por uma excitação do tipo degrau na velocidade do sal .

DT = .5[s]		DX = 1.15 [m]			II = 20
Tempo	Número de ite rações	V A P O R			S A L
t[s]		U(L,t)[m/s]	P(L,t)[BAR]	T(L,t)[°C]	θ(0,t)[°C]
0	31	44.91	246.85	527.47	470.66
.5	1	45.06	246.68	518.83	470.57
1.	1	44.87	246.66	517.32	470.30
1.5	1	44.64	246.72	514.92	469.96
2	1	44.90	246.85	513.60	469.59
3	1	44.03	247.17	513.07	468.85
4	1	43.89	247.36	513.73	468.14
5	1	43.88	247.40	513.59	467.44
6	1	43.85	247.38	512.35	466.74
7	1	43.74	247.42	510.92	466.03
8	1	43.61	247.51	510.06	465.34
9	1	43.52	247.61	509.80	464.67
10	1	43.47	247.67	509.71	464.07
11	1	43.44	247.70	509.48	463.53
12	1	43.41	247.72	509.10	463.07
13	1	43.38	247.74	508.76	462.67
14	1	43.34	247.77	508.54	462.33
15	1	43.31	247.80	508.44	462.04
16	1	43.29	247.82	508.36	461.81
17	1	43.28	247.83	508.27	461.61
18	1	43.27	247.84	508.16	461.45
19	1	43.26	247.85	508.07	461.32
20	1	43.25	247.85	508.01	461.21
21	1	43.24	247.86	507.97	461.12
22	1	43.24	247.87	507.94	461.04
23	1	43.23	247.87	507.90	460.98
24	1	43.23	247.87	507.87	460.93
25	1	43.23	247.88	507.85	460.88
26	1	43.22	247.88	507.83	460.85
Excitação V(t)		t = 0	V(0) = 2.243 [m/s]		
		t > 0	V(t) = 2.019 [m/s]		
Tempo de CPU		35.90 s		60 passos DT.	

TABELA A-3-14- Transiente induzido no modelo linearizado por uma excitação do tipo degrau na velocidade do sal.

MODELO NÃO PERTURBADO PARA COMPARAÇÃO COM EST. ESTACION.				
t [s]	U(L,t) [m/s]	P(L,t) [BAR]	T(L,t) [°C]	θ(0,t) [°C]
0	44.95	246.82	527.27	470.78
1	45.17	246.70	525.91	470.96
2	45.17	246.67	525.80	470.98
3	45.16	246.66	525.74	471.00
4	45.16	246.66	525.77	471.00
5	45.16	246.66	525.87	471.07
6	45.167	246.66	525.96	471.12
7	45.175	246.65	526.00	471.18
8	45.18	246.65	525.99	471.23
9	45.18	246.64	525.99	471.27
10	45.18	246.64	526.00	471.31
11	45.18	246.64	526.02	471.33
12	45.185	246.64	526.04	471.36
13	45.187	246.64	526.05	471.37
14	45.19	246.64	526.05	471.39
15	45.19	246.64	526.05	471.40
16	45.19	246.64	526.05	471.41
17	45.19	246.64	526.05	471.41
18	45.19	246.636	526.06	471.42
19	45.19	246.636	526.06	471.42
20	45.19	246.636	526.06	471.43
28	45.19	246.635	526.07	471.44
29	45.19	246.635	526.07	471.44

TABELA A-3-15- Evolução dinâmica do modelo não excitado.

APÊNDICE 4

Tabelas referentes ao quarto Capítulo - Gerador de Vapor Realimentado.

DT = 1.0 [s]	DX = 1.15 [m]		II = 20
t [seg]	Velocidade de saída do vapor U(L,t) [m/s]	Pressão da bomba P(O,t) [BAR]	Pressão de saída do vapor P(L,t) [BAR]
0	46.00	262.00	246.12
1	44.99	262.00	246.84
2	44.56	262.00	247.13
3	44.13	261.39	246.86
4	43.86	260.69	246.32
5	43.53	259.97	245.83
6	43.09	259.32	246.49
7	42.88	258.93	245.18
8	42.44	258.53	245.10
9	42.21	258.34	244.99
10	41.81	258.06	245.05
11	41.34	257.96	245.00
12	40.89	257.70	245.09
13	40.34	257.59	245.06
14	39.91	257.33	245.13
15	39.30	257.19	245.09
16	38.89	256.93	245.14
17	38.25	256.78	245.09
18	37.85	256.52	245.14
19	37.16	256.36	245.09
20	36.61	256.15	245.11
21	36.61	256.07	245.05
22	36.78	256.26	244.87
23	36.84	256.23	244.94
24	36.80	256.22	244.98
25	36.88	256.39	244.90
26	36.90	256.41	244.96
27	36.94	256.43	244.99
28	36.95	256.45	244.99
29	36.98	256.55	244.95
30	36.96	256.56	244.98
Perturbação $a_T(t)$		$a_T(t) = 1 - \frac{.5}{60}$	$t \geq 0$
Tempo de CPU	1 minuto 10.12 s		50 passos DT

TABELA A-4-1- Resposta do elemento PID no controle da pressão do vapor na entrada da turbina - modelo não linear.

DT = 1.0[s]	DX = 1.15 [m]		II = 20
t|s|	Velocidade de saída do vapor U(L,t) [m/s]	Pressão da bomba P(0,t) [BAR]	Pressão de saída do vapor P(L,t) [BAR]
0	44.91	262.00	246.86
1	45.07	262.00	246.82
2	44.71	262.00	247.02
3	44.13	261.79	247.15
4	43.52	261.45	247.21
5	42.98	261.06	247.21
6	42.54	260.67	247.16
7	42.18	260.32	247.10
8	41.87	260.03	247.03
9	41.58	259.78	246.98
10	41.29	259.58	246.95
11	41.01	259.39	246.94
12	40.65	259.21	246.94
13	40.21	259.03	246.94
14	39.75	258.85	246.96
15	39.27	258.66	246.97
16	38.79	258.47	246.97
17	38.30	258.29	246.97
18	37.80	258.10	246.97
19	37.29	257.93	246.96
20	36.76	257.75	246.96
21	36.64	257.70	246.89
22	36.69	257.76	246.81
23	36.72	257.87	246.76
24	36.77	258.00	246.75
25	36.80	258.13	246.76
26	36.81	258.23	246.79
27	36.82	258.31	246.82
28	36.82	258.37	246.84
29	36.83	258.40	246.86
30	36.83	258.43	246.86
31	36.83	258.45	246.86
32	36.83	258.46	246.86
Perturbação $a_T(t)$		$a_T(t) = 1. - \frac{.5}{60}\, t$	$t \geq 0$
Tempo de CPU 38.95 s			50 passos DT.

TABELA A-4-2- Resposta do elemento PID no controle da pressão do vapor na entrada da turbina - modelo linearizado.

DT = 1.0 [s]	DX = 1.15 [m]		II = 20
t [s]	Velocidade de saída do vapor U(L,t) [m/s]	Pressão da bomba P(0,t) [BAR]	Pressão de saída do vapor P(L,t) [BAR]
0	46.00	261.98	246.10
1	44.99	261.98	246.82
2	44.68	261.24	246.41
3	44.39	260.27	245.607
4	43.99	259.38	246.06
5	43.73	258.92	244.69
6	43.27	258.74	244.82
7	42.93	258.67	244.91
8	42.51	258.54	245.08
9	42.20	258.41	245.07
10	41.80	258.21	245.19
11	41.33	258.03	245.09
12	40.83	257.81	245.128
13	40.41	257.58	245.19
14	39.92	257.40	246.07
15	39.40	257.17	245.176
16	38.78	256.97	245.076
17	37.37	256.75	245.169
18	37.70	256.55	245.08
19	37.32	256.33	245.158
20	36.61	256.14	245.08
21	36.70	256.08	244.88
22	36.72	256.12	244.94
23	36.88	256.23	244.81
24	36.85	256.42	245.05
25	36.92	256.52	245.14
26	36.91	256.50	245.12
27	36.95	256.50	244.96
28	36.94	256.53	245.01
29	36.98	256.54	245.01
30	36.98	256.54	245.00
Perturbação $a_T(t)$		$a_T(t) = 1.- \frac{.5}{60}\ t$	$t \_ 0$
Tempo de CPU 1 minuto 7.09 s			50 passos DT

TABELA A-4-3- Resposta do elemento I no controle da pressão do vapor na entrada da turbina - modelo não linear.

DT = 1.0[s]		DX = 1.15[m]			II = 20	
t[s]	aT	V[m/s]	T(L,t)[°C]	P(L,t)[BAR]	Ho(t)[MW]	HD(t)[MW]
0	1.00	2.243	527.45	246.86	112.732	112.732
1	1.00	2.243	526.11	246.77	113.250	112.732
2	.995	2.242	526.06	246.87	112.770	112.545
3	.989	2.239	528.89	247.02	111.510	112.357
4	.990	2.233	531.14	246.95	111.587	112.169
5	.993	2.224	528.05	246.78	112.496	111.981
6	.990	2.216	526.38	246.84	112.092	111.793
7	.985	2.210	530.27	247.03	110.804	111.605
8	.986	2.202	532.03	246.94	110.929	111.417
9	.988	2.191	528.93	246.77	111.666	111.229
10	.986	2.181	526.77	246.83	111.293	111.041
11	.981	2.173	530.21	247.01	109.901	110.854
12	.983	2.164	531.38	246.93	110.198	110.666
13	.986	2.153	528.25	246.76	111.085	110.478
14	.983	2.144	528.32	246.89	110.113	110.290
15	.981	2.136	527.41	246.91	109.852	110.102
16	.980	2.129	528.06	246.92	109.534	109.914
17	.981	2.122	528.12	246.90	109.498	109.726
18	.981	2.115	527.73	246.87	109.584	109.538
19	.980	2.108	527.00	246.87	109.460	109.350
20	.979	2.105	526.80	246.88	109.152	109.350
21	.979	2.104	526.97	246.88	109.018	109.350
22	.981	2.104	526.90	246.86	109.266	109.350
23	.984	2.104	526.16	246.82	109.650	109.350
24	.983	2.106	525.20	246.83	109.692	109.350
25	.981	2.108	525.00	246.88	109.276	109.350
26	.979	2.112	526.77	246.94	108.756	109.350
27	.982	2.114	527.57	246.88	109.165	109.350
28	.986	2.114	525.26	246.77	110.152	109.350
29	.987	2.117	524.58	246.83	109.762	109.350
30	.978	2.121	527.55	246.99	108.530	109.350
31	.980	2.123	529.46	246.91	108.852	109.350
32	.985	2.122	525.89	246.72	110.185	109.350
33	.982	2.123	524.09	246.81	109.836	109.350
34	.978	2.126	528.23	247.01	108.638	109.350
Tempo de CPU		45.98 s			50 passos DT.	

TABELA A-4-4- Respostas das variáveis T(L,t), P(L,t) e Ho(t) no gerador de vapor realimentado na redução de demanda de 10%/minuto - modelo não linear.

DT = 1.0[s]			DX = 1.15 [m]			II = 20
t[s]	aT	V[m/s]	T(L,t)[°C]	P(L,t)[BAR]	Ho(t)[MW]	HD(t)[MW]
0	1	2.243	527.45	246.86	112.732	112.732
2	.994	2.239	527.28	246.97	112.357	112.331
4	.986	2.219	530.87	247.05	111.020	111.605
6	.984	2.188	529.83	246.91	110.969	110.854
8	.976	2.156	531.61	247.01	109.106	110.102
10	.978	2.120	530.26	246.81	109.671	109.350
12	.968	2.087	532.12	247.06	107.435	108.599
14	.970	2.051	530.11	246.85	107.917	107.847
16	.963	2.019	531.16	247.02	105.957	107.096
18	.967	1.985	528.30	246.81	106.628	106.344
20	.964	1.961	526.18	246.84	105.705	105.969
22	.969	1.958	524.23	246.83	106.101	105.969
24	.968	1.966	524.00	246.91	105.656	105.969
26	.972	1.977	523.36	246.85	106.177	105.969
28	.969	1.992	522.65	246.88	105.959	105.969
30	.969	2.007	524.60	246.89	105.724	105.969
32	.972	2.018	524.67	246.83	106.490	105.969
34	.965	2.028	526.60	246.94	105.436	105.969
36	.969	2.032	526.10	246.77	106.584	105.969
38	.964	2.036	527.86	246.93	105.475	105.969
40	.970	2.042	526.85	246.74	106.968	106.322
42	.972	2.061	526.47	246.81	107.209	107.028
44	.977	2.085	527.61	246.82	107.901	107.735
46	.979	2.109	526.17	246.81	108.813	108.441
48	.981	2.135	528.08	246.86	108.984	109.148
50	.987	2.159	525.58	246.79	110.357	109.854
52	.988	2.186	527.83	246.87	110.390	110.560
54	.992	2.211	525.70	246.81	111.800	111.267
56	.992	2.238	528.33	246.88	111.654	111.973
58	.998	2.262	526.74	246.79	113.248	112.680

TABELA A-4-5- Respostas de variáveis T(L,t), P(L,t) e Ho(t) (c o n t i n u a ....)

Continuação Tabela A-4-5.

DT = 1.0[s]		DX = 1.15 [m]			II = 20	
t[s]	aT	V[m/s]	T(L,t)[°C]	P(L,t)[BAR]	Ho(t)[MW]	HD(t)[MW]
60	.995	2.281	528.42	246.89	112.916	113.033
62	.996	2.283	530.17	246.87	113.141	113.033
64	.994	2.276	529.99	246.86	112.818	113.033
66	.991	2.268	530.88	246.88	112.684	113.033
68	.996	2.257	529.27	246.79	113.504	113.033
70	.991	2.249	530.07	246.93	112.386	113.033
72	.998	2.241	528.04	246.79	113.649	113.033
74	.992	2.238	529.06	246.97	112.361	113.033
76	.998	2.233	527.32	246.78	113.621	113.033
78	.993	2.232	528.20	246.96	112.370	113.033
80	.999	2.230	526.56	246.78	113.636	113.033
82	.994	2.232	527.65	246.96	112.387	113.033
84	.999	2.232	526.33	246.78	113.643	113.033
86	.994	2.235	527.48	246.96	112.408	113.033
88	.999	2.236	526.24	246.79	113.634	113.033
90	.994	2.239	527.66	246.90	112.602	113.033
92	.999	2.240	526.20	246.81	113.560	113.033
94	.995	2.243	525.89	246.88	112.927	113.033
96	.997	2.246	529.01	246.88	112.807	113.033
98	.997	2.245	526.80	246.91	112.752	113.033

Tempo de CPU 1 minuto 26.33 s 100 passos DT.

TABELA A-4-5- Respostas das variáveis T(L,t), P(L,t) e Ho(t) no gerador de vapor realimentado em solicitação de demanda na taxa de ± 20%/minuto - modelo não linear.

APÊNDICE 5 - PROGRAMAS DIGITAIS UTILIZADOS NESTE TRABALHO

ETRANSIT: descreve o comportamento transiente do trocador de calor proposto na análise numérica (Capítulo 2) em função das condições operacionais do modelo e os parâmetros , Dx e DT.

ETHROUGH: simula o comportamento transiente do gerador de vapor funcionando como circuíto aberto (Capítulo 3) ou fechado quando em estudos de controle (Capítulo 4).

Fluxogramas e listagens dos programas: ETRANSIT e ETHROUGH escritos em linguagem FORTRAN IV.

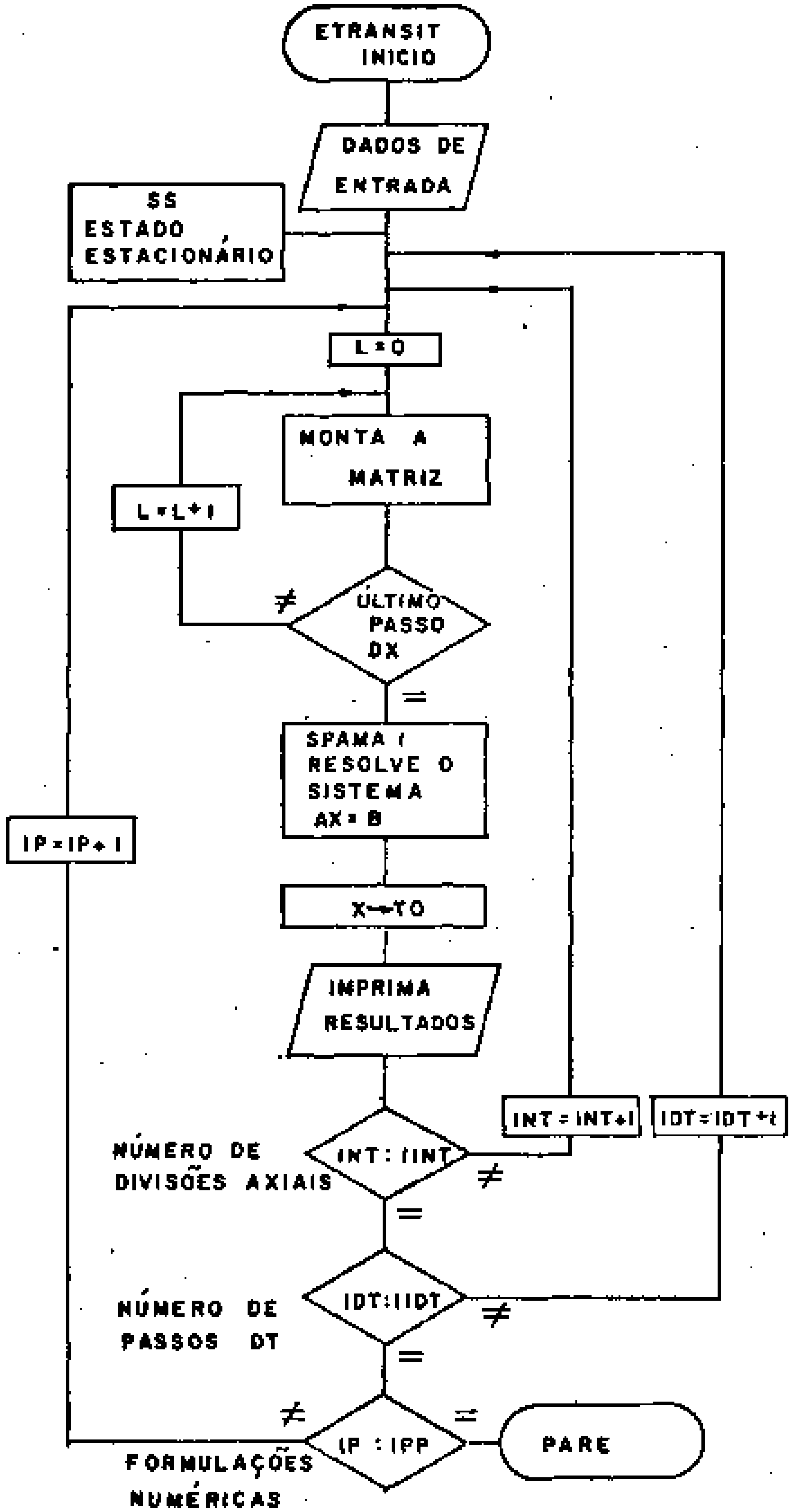


FIGURA A.5.1- Fluxograma do Programa ETRANSIT

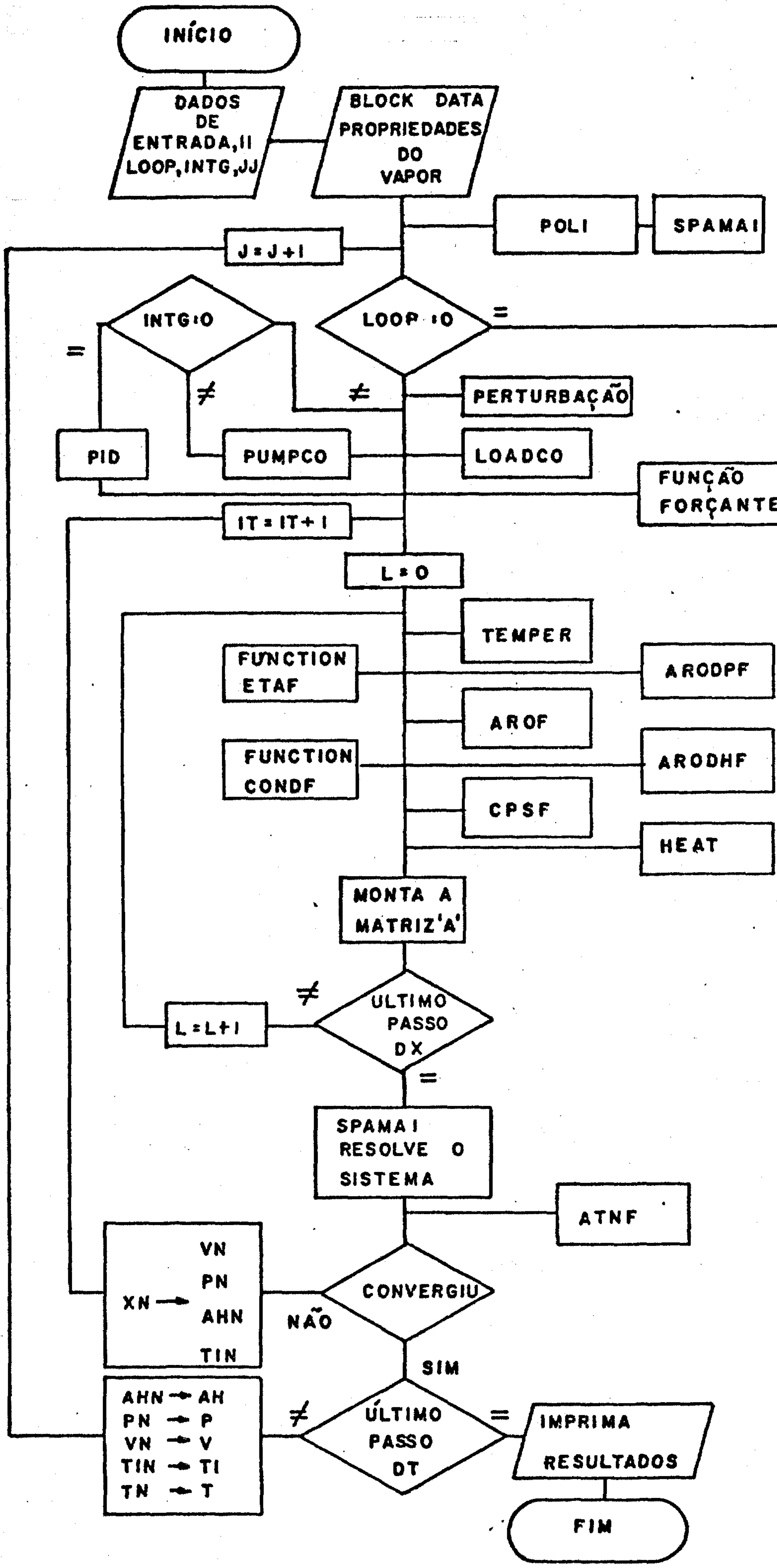


FIGURA A.5.2- Fluxograma do Programa ETHROUGH

```
C     ********************************************************************
C     *                                                                  *
C     *    PROGRAMA PRINCIPAL  ETRANSIT                                  *
C     *    CALCULO DO COMPORTAMENTO TRANSIENTE                           *
C     *    DE UM TROCADOR DE CALOR DO TIPO ONCE THROUGH                  *
C     *    INDICES 1 E 2 REFERINDO SE AOS CIRCUITOS                      *
C     *    PRIMARIO E SECUNDARIO RESPECTIVAMENTE                         *
C     *                                                                  *
C     ********************************************************************
C
C     ********************************************************************
C     *                                                                  *
C     *    CONSTANTES GEOMETRICAS                         UNIDADES       *
C     *    AL = COMPRIMENTO                               M              *
C     *    R  = RAIO                                      M              *
C     *    AK1= RELACAO ENTRE O PERIMETRO INTERNO                        *
C     *    E A AREA DE PASSAGEM DO CIRCUITO PRIMARIO      1/M            *
C     *    AK2=RELACAO ENTRE O PERIMETRO INTERNO                         *
C     *    E A AREA DE PASSAGEM DO CIRCUITO SECUNDARIO    1/M            *
C     *                                                                  *
C     *    CONSTANTES E COEFICIENTES FISICOS              UNIDADES       *
C     *    CP =CALOR ESPECIFICO A PRESSAO CONSTANTE       J/KG.C         *
C     *    DEN = DENSIDADE                                KG/M3          *
C     *    AH = COEFICIENTE GLOBAL DE TRANSFERENCIA DE CALOR             *
C     *                                                   W/M2.C         *
C     *    PARAMETROS NUMERICOS                                          *
C     *    PASSO TEMPORAL  DT                                            *
C     *    PASSO ESPACIAL  DX                                            *
C     *    NUMERO TOTAL DE NOS  II                                       *
C     *    FORMULACOES NUMERICAS EPS                                     *
C     *    EPS =0 EXPLICITA                                              *
C     *    EPS =1 IMPLICITA                                              *
C     *                                                                  *
C     *    VARIAVEL TEMPERATURA TO                        UNIDADE        *
C     *                                                   C              *
C     ********************************************************************
C
      COMMON/PR/A(300,10),B(300),TO(300),TC(300,10),TNI(300)
      COMMON/VSS/G01,G02,T01,T02,AK1,AK2,AH,CP,DX,N,III
      DIMENSION IIN(10)
      DIMENSION EEPS(10)
      DIMENSION DOT(10)
      READ(5,13) T01,T02,G01,G02,G1TP,G2TP
   13 FORMAT(6F8.2)
      IPP=4
      IIDT=4
      IINT=2
      IIN(1)=5
      IIN(2)=17
      DDT(1)=.5
      DDT(2)=3.
      DDT(3)=4
      DDT(4)=5
      EEPS(1)=.45
      EEPS(2)=.40
      EEPS(3)=.35
      EEPS(4)=.25
      TOL=10.**(-7)
      JJ=20
      II=10
      AL=5.
      R2=.7
      R1=1.
```

```
      AH=1000.
      CP1=4180.
      CP2=4190.
      AK1=2.*R2/(R1**2-R2**2)
      AK1=AK1*1000.
      AK2=2./R2
      AK2=AK2*1000.
      DO 57 INT=1,IINT
      II=IIN(INT)
      III=II-1
      DO 56 IDT=1,IIDT
      DT=DDT(IDT)
      DTI=1./DT
      DO 55 IP=1,IPP
      EPS=EEPS(IP)
      EPS1=EPS-1.
      CALL SS(R1,R2,AL,II,TOL)
      WRITE(6,102)
  102 FORMAT('1','STEADY STATE TEMPERATURE DISTRIBUTION',//,
      DO 101 I=1,II
      I2=2*I
      I1=2*I-1
      WRITE(6,111)I,TO(I1),I,TO(I2)
  101 CONTINUE
      DY=AL/II
      N=2*II
      DEN1=1000.
      DEN2=1000.
      C2=AH*AK1/(DEN1*CP1)
      C5=AH*AK2/(DEN2*CP2)
      TP = 0.
      DO 2 J=1,JJ
      TP = TP + DT
      C3=G1TP/(DEN1*DY)
      C4=G2TP/(DEN2*DX)
C
C     PRIMEIRA EQUACAO PARA O SECUNDARIO
      L=1
      A(L,1)=DTI+EPS*(C4+C5)
      IC(L,1)=L
      A(L,2)=-EPS*C5
      IC(L,2)=L+1
      B(L)=(DTI+(EPS1*(C4+C5)))*TO(L)-EPS1*C5*TO(L+1)+C4*TO2
      INZ(L)=2
      DO 1 I=1,III
      L=L+1
C
C     EQUACAO DA ENERGIA PARA O SECUNDARIO
      A(L,1)=-EPS*C2
      IC(L,1)=L-1
      A(L,2)=DTI +EPS*(C2-C3)
      IC(L,2)=L
      A(L,3)=EPS*C3
      IC(L,3)=L+2
      B(L)=EPS1*C3*TO(L+2)+(DTI-EPS1*C3+EPS1*C2)*TO(L)-EPS1*C2*TO(L-1)
      INZ(L)=3
      L=L+1
C
C     EQUACAO DA ENERGIA PARA O PRIMARIO
      A(L,1)=-EPS*C4
      IC(L,1)=L-2
      A(L,2)=DTI+EPS*(C4+C5)
      IC(L,2)=L
```

```
      A(L,3)=-EPS*C5
      IC(L,3)=L+1
      B(L)=-EPS1*C4*TO(L-2)+(DTI+(EPS1*(C4+C5)))*TO(L)-EPS1*C5*TO(L-1)
      INZ(L)=3
    1 CONTINUE
C
C     ULTIMA EQUACAO PARA O PRIMARIO
      L=L+1
      A(L,1)=-EPS*C2
      IC(L,1)=L-1
      A(L,2)=DTI+EPS*(C2-C3)
      IC(L,2)=L
      B(L)=(DTI+EPS1*(C2-C3))*TO(L)-EPS1*C2*TO(L-1)-C3*T01
      INZ(L)=2
      CALL SPAMAT(N,TOL)
C     ALFA CRITERIO DE CONVERGENCIA EXPLICITO
      ALFA=G2(ITP)*DT/(DX*DEN2*3.141592*R2*R2)+(AH*AK2*DT)/(DEN2*CP2)
      IF((DT.EQ.1IDT) WRITE(6,99) ALFA
      WRITE(6,58) DX
      WRITE(6,42) DT
      WRITE(6,45) EPS
      WRITE(6,100)J
  100 FORMAT('0',10X,'TIME STEP=',I3,///)
      DO 10 I=1,II
      I2=2*I
      I1=2*I-1
      WRITE(6,11)I,TO(I1),I,TO(I2)
   10 CONTINUE
    3 CONTINUE
    2 CONTINUE
   55 CONTINUE
   56 CONTINUE
   57 CONTINUE
   11 FORMAT('0',10X,'T2(',I2,')=',F10.2,5X,'T1(',I2,')=',F10.2)
   12 FORMAT(20X,3(I10,5X),10X,'****')
   41 FORMAT(/,20X,3(F15.7,5X),'***')
   42 FORMAT(/,10X,'TIME INTERVAL =', F9.3,/)
   45 FORMAT(/,10X,'EPS =',F3.1,/)
   58 FORMAT(/,10X,'DX =',F6.3)
   99 FORMAT(/,20X,'CRITERIO DE CONVERGENCIA EXPLICITO =',F7.4)
      STOP
      END
C
      SUBROUTINE SS(R1,R2,AL,II,TOL)
C
C     ****************************************************************
C     *  FINALIDADE DA SUBROUTINE SS                                  *
C     *  CALCULO DO ESTADO ESTACIONARIO DO GERADOR DE VAPOR           *
C     *  EQUACOES DA ENERGIA ORDENADAS ALTERNADAMENTE                 *
C     *                                                               *
C     ****************************************************************
C
      COMMON/RR/A(300,10),B(300),TO(300),IC(300,10),INZ(300)
      COMMON/VSS/G1,G2,T01,T02,AK1,AK2,AH,CP,DX,N,III
      L=1
      A(L,1)=1.+DX*AH*AK2/(G2*CP)
      IC(L,1)=L
      A(L,2)=-DX*AH*AK2/(G2*CP)
      IC(L,2)=L+1
      B(L)=T02
      INZ(L)=2
      DO 1 I=1,III
```

```
      A(L,1)=-DX*AH*AK1/(G1*CP)
      IC(L,1)=L-1
      A(L,2)=DX*AH*AK1/(G1*CP)-1.
      IC(L,2)=L
      A(L,3)=1.
      IC(L,3)=L+2
      B(L)=0.
      INZ(L)=3
      L=L+1
      A(L,1)=-1
      IC(L,1)=L-2
      A(L,2)=1.+DX*AH*AK2/(G2*CP)
      IC(L,2)=L
      A(L,3)=-DX*AH*AK2/(G2*CP)
      IC(L,3)=L+1
      B(L)=0.
      INZ(L)=3
    1 CONTINUE
      L=L+1
      A(L,1)=-DX*AH*AK1/(G1*CP)
      IC(L,1)=L-1
      A(L,2)=DX*AH*AK1/(G1*CP)-1.
      IC(L,2)=L
      B(L)=-T01
      INZ(L)=2
      CALL SPAMAT(N,TOL)
      RETURN
      END
```

```
      BLOCK DATA
C     INICIACAO DAS VARIAVEIS DO PROGRAMA ETHROUGH E
C     PROPRIEDADES DO VAPOR
      DOUBLE PRECISION VN,PN,AHN,TIN,TN,V,P,AH,TI,T
      REAL*8 Y(30) /407.3,432.2,526.,636.1,712.3,760.,
     1220.,230.,240.,250.,260.,270.,407.,432.2,526.,
     2636.1,712.3,760.,220.,230.,250.,260.,270.,280.
     3,220.,230.,250.,260.,270.,280./
      REAL*8 PY(30)/380.72,522.466,269.542,140.845,99.403,
     3333.056,-8.517,-5.096,-1.678,1.679,5.145,8.551,360.,
     4370.,380.,400.,450.,500.,-10.,-4.6,5.46,10.,14.8,19.05
     5,461.344,452.622,433.197,429.288,426.622,424.333/
      REAL*8 PALFA(30)/6*73.206,6*0.,6*550.,6*0.,6*442.622/
      REAL*8 ALFA(30)/6*799.9,6*245.,6*799.9,12*240./
      COMMON/BLOCK 0/TEMPER(2)
      COMMON/BLOCK2/ Y,PY
      COMMON/BLOCK3/ ALFA,PALFA
      COMMON/BLOCK 6/ VN(75),PN(75),AHN(75),TIN(75),TN(75)
      COMMON/BLOCK 8/V(75),P(75),AH(75),TI(75),T(75)
      DATA VN,PN,AHN,TIN,TN/75*25.,75*262.,75*3.30 D6,75*527.24,75*500./
      DATA V,P,AH,TI,T/75*25.,75*262.,75*3.30 D6,75*527.,75*527./
      DATA TEMPER/2*0./
      END
C   ****************************************************************
C   *                                                              *
C   *  PROGRAMA PRINCIPAL ETHROUGH                                 *
C   *  DESCREVE O COMPORTAMENTO TRANSIENTE DO GERADOR DE VAPOR     *
C   *  SUPERCRITICO DA USINA NUCLEAR MSBR ACOPLADO AOS COMPONENTES *
C   *  DO CIRCUITO DE VAPOR PARA ESTUDOS DE DINAMICA E CONTROLE    *
C   *                                                              *
C   ****************************************************************
C
C
C   ****************************************************************
C   *                                                              *
C   *  SIGNIFICADO DAS VARIAVEIS                                   *
C   *                                              UNIDADES        *
C   *  INSTANTE DISCRETO       K          K+1                      *
C   *  VELOCIDADE              V          VN         M/S           *
C   *  PRESSAO                 P          PN         BAR           *
C   *  ENTALPIA                AH         AHN        J/KG          *
C   *  TEMPERATURA DO VAPOR    C          TN         C             *
C   *  TEMPERATURA DO SAL      TI         TIN        C             *
C   *                                                              *
C   *  VETOR DAS RESPOSTAS     XN                                  *
C   *                                                              *
C   *  PROPRIEDADES DO VAPOR E COEFICIENTES                        *
C   *                                         UNIDADES             *
C   *  DENSIDADE NO PONTO  I          RO      KG/M3                *
C   *  DENSIDADE NO PONTO I+1         ROM     KG/M3                *
C   *  CALOR ESPECIFICO               CP      J/KG.C               *
C   *  VISCOSIDADE                    ETAF    N/M2.S               *
C   *  CONDUTIBILIDADE TERMICA        CONDF   J/M.S.C              *
C   *  COEFICIENTE GLOBAL             UGLOB   W/M2.C               *
C   *  COEFICIENTE DE ATRITO          FRICT                        *
C   *                                                              *
C   *  CONSTANTES DE PROGRAMACAO                                   *
C   *          CIRCUITO ABERTO                                     *
C   *          LOOP = 0                                            *
C   *          ESTUDOS DINAMICOS                                   *
C   *          INTG = 0 BOMBA MODELADA COMO ELEMENTO INERCIAL      *
C   *          INTG = 1 EXCITACAO DIRETA DA PRESSAO DO VAPOR       *
C   *          CIRCUITO FECHADO- SEGUIDOR DE DEMANDA               *
```

```
C   *          LOOP = 1                                              *
C   *          CONTROLE DA PRESSAO DO VAPOR                          *
C   *          INTG 0 ELEMENTO DE CONTROLE         PID               *
C   *          INTG = 1 ELEMENTO DE CONTROLE       I                 *
C   *          CONTROLE DE DEMANDA E TEMPERATURA PELA                *
C   *          SUBROUTINE LOADCO                                     *
C   *          OPT = 1 CONT. DA TEMP. DO VAPOR PELA TEMPERATURA DO SAL*
C   *          OPT = 2 CONT. DA TEMP. DO VAPOR PELA VELOCIDADE DO SAL *
C   *                                                                *
C   ******************************************************************
C
C      ORGANIZACAO DA MEMORIA
       INTEGER*2 IC,INZ
       INTEGER*2 IRZ,ICX,IX
       COMMON A(300,10),B(300),XN(300),IC(300,10),INZ(300)
       COMMON/BLOCK 6/ VN(75),PN(75),AHN(75),TIN(75),TN(75)
       COMMON/BLOCK 7/UGLOB(75),FRICT(75)
       COMMON/BLOCK 8/V(75),P(75),AH(75),TI(75),T(75)
       COMMON /PUMP3/ Y(2)
       COMMON/LOAD1/ATT(2),TTO(2),POWER(3),SPEED(2)
       COMMON/BLOCK 0/TEMPES(2)
       DIMENSION PUMP(2),PI1(2)
       DIMENSION VE(75),PE(75),AHE(75),TE2(75),TE1(75)
       DIMENSION PP(6),AAH(6)
       DATA PUMP,PI1/2*262.D 00,2*262.D 00/
       DATA AAH/407.3,432.2,546.,636.1,712.3,760./
       DATA PP/220.,230.,240.,250.,260.,270./
       DOUBLE PRECISION A,B,XN
       DOUBLE PRECISION VN,AHN,PN,TIN,TN,V,AH,P,TI,T
       DOUBLE PRECISION PP,AAH,ORP,AH02,CP
       DOUBLE PRECISION RO,ROM,DRODP,DRODH
C
C      DADOS DE ENTRADA COM PARAMETROS NUMERICOS E OPERACIONAIS
       READ(5,1357) II,JJ,LOOP,INTG,OPT,DT
 1357  FORMAT(4I4,2F4.2)
C
C      PARAMETROS GEOMETRICOS DO GERADOR DE VAPOR MSBR
C      UNIDADES MKS
C      COMPRIMENTO DO GERADOR DE VAPOR ONCE-THROUGH
       AL=23.
C      DIAMETRO EXTERNO DA CARCACA
       DI=.4572
C      DIAMETRO INTERNO DOS TUBOS DE VAPOR
       DH2M=.008
C      DIAMETRO EXTERNO DOS TUBOS DE VAPOR
       DH2=.0127
C      NUMERO TOTAL DE TUBOS DE VAPOR
       TUBES=393.
C
C      PARAMETROS DA SUBROUTINE SPAMA1
       EPS=10.D-07
       NZM=0
       IF=5
       IS=2
C
C      CALCULO DOS COEFICIENTES DAS EXPANSOES POLINOMIAIS
       N=6
       NK=6
       KK=5*NK
       DO 61 IK=1,KK,NK
       IKK=IK+N-1
       CALL POLI(IK,IKK,IF,IS,EPS,NZM)
   61  CONTINUE
```

```
      DO 77 I=1,N
      PK=PP(I)
      PK=PK/1.0197160 00
      DO 78 J=1,N
      AHK=AAH(J)
      AHK=AHK*4.186050 03
      CALL AROF(PK,AHK,RO)
      CALL ATMF(PK,AHK,TEMP)
      CALL ARODPF(PK,AHK,DRP)
      CALL ARODHF(PK,AHK,DRH)
      CALL CPSF(PK,AHK,CP)
      WRITE(6,4) RO,TEMP,DRP,DRH,CP,PK,AAH(J)
   78 CONTINUE
   77 CONTINUE
C
C     PASSOS NUMERICOS EMPREGADOS
C     ESPACIAL
      DX=AL/II
      DXI=1./DX
C                     NUMERO TOTAL DE PASSOS DX
C                    II
C     TEMPORAL
      DT=1.
      DTI=1./DT
C                    NUMERO TOTAL DE PASSOS DT
C                    JJ
C     NUMERO TOTAL DE EQUACOES GERADAS
      N=4*(II+1)
C
C     PARAMETROS DE CONVERGENCIA UTILIZADOS PARA REALIZAR
C     MEDIA ARITMETICA PONDERADA ENTRE AS SOLUCOES DE DUAS
C     ITERACOES CONSECUTIVAS NAS VARIAVEIS
      AVN=.6
      BVN=.4
      APN=1.
      BPN=0.
      ATIN=.6
      BTIN=.4
      AAHN=.6
      BAHN=.4
C
C             CIRCUITO PRIMARIO
C                                       UNIDADES
C     PROPRIEDADES DO SAL
C     CALOR ESPECIFICO                  J/KG.C
      CP1=1595.
C     DENSIDADE                         KG/M3
      DEN1=1975.6
C     CONDICOES OPERACIONAIS A PLENA CARGA
C     TEMPERATURA DE ENTRADA          C
      TO1=621.
C     VELOCIDADE DO ESCOAMENTO        M/S
      SALT=3.1415/4.D 00*(D1*D1-393.D 00*DH2*DH2)
      VP=-481.3119/(DEN1*SALT)
C     RELACAO ENTRE O DIAMETRO EXTERNO DO TUBO DE VAPOR
C     E A AREA DE PASSAGEM DO SAL 1/M
      AKP=393.D 00*4.D 00*DH2/(D1*D1-393.D 00*DH2*DH2)
C     DIAMETRO EQUIVALENTE            M
      DH1=D1
      D=DH1/SQRT(TUBES)
      DH1=(DH1*DH1/393.D 00-DH2*DH2)/(DH2+D)
C             CIRCUITO SECUNDARIO
C     CONDICOES OPERACIONAIS A PLENA CARGA
```

```
C     PRESSAO DA BOMBA              BAR
      PFW=252.
C     ENTALPIA DO VAPOR             J/KG
      AHO2=1.8D 06
C     CONSTANTE CRITICA
      CONS=14.9
C     AREA NORMALIZADA DA VALVULA AT
      AT=1.
C     RELACAO ENTRE O DIAMETRO EXTERNO DO TUBO DE VAPOR
C     E A AREA DE PASSAGEM DO VAPOR   1/M
      AKS=4.*DH2/(DH2M*DH2M)
C
C     OS ELEMENTOS DAS MATRIZES SAO ZERADOS
      LKK=10
      IK=300
      DO 123 K=1,IK
      DO 124 LK=1,LKK
      A(K,LK)=0.D 00
      IC(K,LK)=0.D 00
      B(K)=0.D 00
  124 CONTINUE
  123 CONTINUE
C
C     CONSTANTES GERAIS
C     GC FATOR DE CONVERSAO DA PRESSAO
      GC=10.**5
C     LIMITES DAS ITERACOES
      ITMAXT=20
      ITMAXS=35
      ITMAX=ITMAXS
C     CSS  CONSTANTE DO ESTADO ESTACIONARIO
      CSS=0.
      GGRAV=0.
      III=II+1
C
C     CONTAGEM DO TEMPO
      TIME=-DT
      DO 100 J=1,JJ
      TIME=TIME+DT
  679 IF (J .NE. 1) CSS = 1.
      IF(J.NE.1)ITMAX=ITMAXT
C     FUNCAO DE SOLICITACAO DE DEMANDA
      ISU=40
      INF=20
      ISUP=ISU+INF
      IF(J.GT.2) GO TO 777
      REF=AHT
  777 IF(J.GT.INF) GO TO 321
      RAMLO=.2
      FOLLOW=REF*(1.-RAMLO/60.*(J-2))
      IF(J.LT.2) FOLLOW=AHT
      DEMAND=FOLLOW
  321 J1=J-ISU
      IF(J.GT.ISUP) GO TO 4321
      IF(J.GT.ISU) FOLLOW=DEMAND*(1.+.2/60.*J1)
C
C     ARMAZENAMENTO DAS VARIAVEIS
C                                  INDIRETAMENTE CONTROLADAS
C     AREA DO ACELERADOR           AT
 4321 ATT(1)=ATT(2)
      ATT(2)=AT
C     PRESSAO DA BOMBA             PN(1)
      PUMP(1)=PUMP(2)
```

```
      PUMP(2)=PN(1)
      Y(1)=Y(2)
      Y(2)=PFNC
C     VELOCIDADE DO PRIMARIO VP
      SPEED(1)=SPEED(2)
      SPEED(2)=ABS(VP)
C     TEMPERATURA DO SAL          TIN(L(1)
      TTO(1)=TTO(2)
      TTO(2)=TOL
C                                 CONTROLADAS
C     TEMPERATURA DO VAPOR        TN(II1)
      TEMPES(1)=TEMPES(2)
      TEMPES(2)=TSET-(TN(II1)+T(II1))/2.
      TEMPES(2)=TEMPES(1)+TEMPES(2)
C     POTENCIA DE SAIDA           HO
      POWER(1)=POWER(2)
      POWER(2)=POWER(3)
      POWER(3)=FOLLOW
C     PRESSAO DO VAPOR            PN(II1)
      PIII(1)=PIII(2)
      PIII(2)=PN(II+1)
C
       IF(LCOP.EQ.0) GO TO 1333
       IF(J.GT.2) CALL LOADCO(TN(II1),DT,TSET,AT,TOL,AHT,OPT,VP,J)
C
C     INICIO DAS ITERACOES
 1333 DO 101 IT=1,ITMAX
C
      CALL HEAT(VP,DH2H,DH2,DH1,DEN1,CP1,II1)
      IF(IT.EQ.ITMAX) GO TO 17
C
C     INICIO DA MONTAGEM DA MATRIZ A
      L=0
      DO 1 I=1,II
C
C     CONSERVACAO DA MASSA APLICADA AO CIRCUITO SECUNDARIO
C     UTILIZANDO O CONCEITO DE DONNOR CELL PARA CALCULAR
C     A DENSIDADE EM FUNCAO DA ENTALPIA E PRESSAO       I=1,II
      U=UGLOB(I)
      CALL AROF(PN(I),AHN(I),RO)
      L=L+1
      IF(I.EQ.II)GO TO 20
      A(L,1)=-DXI*RO                                             V2I-HALF
      IC(L,1)=L
      CALL AROF(PN(I+1),AHN(I+1),ROM)
      A(L,2)=DXI*ROM                                             V2I+HALF
      IC(L,2)=L+4
      CALL ARODPF(PN(I+1),AHN(I+1),DRODP)
      A(L,3)=CSS*DTI*DRODP                                       P2I
      IC(L,3)=L+5
      CALL ARODHF(PN(I+1),AHN(I+1),DRODH)
      A(L,4)=CSS*DTI*DRODH                                       H2I
      IC(L,4)=L+6
      D(L)=CSS*DTI*(DRODH*AH(I+1)+DRODP*P(I+1))
      INZ(L)=4
      GO TO 21
C
C     CONDICAO DE CONTORNO PARA A VELOCIDADE DO VAPOR
C     DADA PELA EQUACAO DA VALVULA EM FUNCAO DA CONSTANTE CRITICA
   20 A(L,1)=1.
      IC(L,1)=L
      A(L,2)=-(AT**2)*CONS/RO
      IC(L,2)=L+1
```

```
      B(L)=0
      INZ(L)=2
C
C     CONSERVACAO DA QUANTIDADE DE MOVIMENTO I=2,III
   21 L=L+1
      IF(I.EQ.1)GO TO 30
      A(L,1)=-DXI*VN(I)                                              V2I-HALF
      IC(L,1)=L-5
      A(L,2)=-DXI/RO*GC                                              P2I
      IC(L,2)=L-4                                                    P2I
      FF=FRICT(I)
      A(L,3)=CSS*DTI+VN(I)*DXI+2.*FF*DABS(VN(I))/DH2M                V2I+HALF
      IC(L,3)=L-1
      A(L,4)=DXI/RO*GC                                               P2I+1
      IC(L,4)=L
      B(L)=CSS*DTI*V(I)-GGRAV
      INZ(L)=4
      L=L+1
C
C     CONSERVACAO DA ENERGIA PARA O VAPOR I=2,III
      A(L,1)=-CSS*DTI/RO*GC                                          P2I
      IC(L,1)=L-5
      A(L,2)=-DXI*(VN(I-1)+VN(I))/2.                                 H2I-1
      IC(L,2)=L-4
      A(L,3)=-AKS*U/RO                                               T1I
      IC(L,3)=L-3
      A(L,4)=CSS*DTI-A(L,2)
      IC(L,4)=L
      B(L)=CSS*DTI*AH(I)-AKS*U/RO*TN(I)-CSS*(DTI*P(I)/RO)*GC
      INZ(L)=4
      GO TO 31
C
C     CONDICAO DE CONTORNO PARA A PRESSAO IMPOSTA PELA BOMBA
   30 IF(LOOP.EQ.0) GO TO 131
      IF(INTG.EQ.1) GO TO 132
      GAIN=1.8
      TAU=2.D 00
      IF(J.GT.3) GO TO 765
      GAIN=0.D 00
      TAU=0.D 00
C     ALGORITMO PID PARA O CONTROLE DA PRESSAO DO VAPOR
  765 A(L,1)=DTI+TAU/(DT*DT)                                         PN(1)
      IC(L,1)=L                                                      PN(1)
      A(L,2)=GAIN*(DTI+TAUD/(DT*DT)+1./TAUI)                         PN(III)
      IC(L,2)=L+4*II                                                 PN(III)
      B(L)=PUMP(2)*(DTI+2.*TAU/(DT*DT))-TAU/(DT*DT)*PUMP(1)
     1+PIII(2)*GAIN*(DTI+2.*TAUD/(DT*DT))-TAUD/(DT*DT)*GAIN*PIII(1)
     2+GAIN*PSET/TAUI
      INZ(L)=2
      GO TO 1321
  131 IF(J.EQ.1) TAU=0.
      A(L,1)=1.+DTI*TAU
      IC(L,1)=L
C      GPUMP GANHO DA BOMBA
      GPUMP=3.25D 00
C     OPCAO PARA INTRODUZIR A INERCIA DA BOMBA,PIN=VARIAVEL
C     DE EXCITACAO DA BOMBA
      PIN=80.61
      B(L)=TAU*DTI*PUMP(2)+GPUMP*PIN
      INZ(L)=1
      GO TO 1321
  132 IF(J.GT.3.AND.LOOP.EQ.1) CALL PUMPCO(DT,TAU,PSET,PFW,III)
      A(L,1)=1
```

```
      IC(L,1)=L
      B(L)=PFW
      INZ(L)=1
 1321 L=L+1
C
C     CONDICAO DE CONTORNO PARA A EQUACAO DA ENERGIA DO VAPOR
      A(L,1)=1.
      IC(L,1)=L
      CALL TEMPER(PN(1),AHO2,TN(1))
      B(L)=AHO2
      INZ(L)=1
   31 L=L+1
C
C     CONSERVACAO DA ENERGIA PARA O SAL I=1,II
      IF(I.EQ.III)GO TO 40
      A(L,1)=CSS*DT1-DXI*VP+AKP*U/(DEN1*CP1)                           T1I
      IC(L,1)=L
      A(L,2)=DXI*VP                                                    T1I+1
      IC(L,2)=L+4
      B(L)=CSS*DT1*T1(I)+AKP*U*TN(I+1)/(DEN1*CP1)
      INZ(L)=2
      GO TO 1
C
C     CONDICAO DE CONTORNO PARA A EQUACAO DA ENERGIA PARA O SAL
   40 A(L,1)=1.
      IC(L,1)=L
      B(L)=T0I
      INZ(L)=1
    1 CONTINUE
C
C     FIM DA MONTAGEM DA MATRIZ
C
C     SOLUCAO DO SISTEMA AX=B
      NZM=1
      CALL SPAMA1(N,EPS,IS,NZM,IF)
C
C     VERIFICACAO DA CONVERGENCIA
      LC=2
      DO 7 I=1,III
      IN=4*(I-1)
      IF(DABS((XN(IN+1)-VN(I))/XN(IN+1)).GT.ERR)GO TO 102
      IF(DABS((XN(IN+2)-PN(I))/XN(IN+2)).GT.ERR)GO TO 102
      IF(DABS((XN(IN+3)-AHN(I))/XN(IN+3)).GT.ERR)GO TO 102
      IF(DABS((XN(IN+4)-T1N(I))/XN(IN+4)).GT.ERR)GO TO 102
    7 CONTINUE
C
C     RENOVACAO DAS VARIAVEIS COM MEDIA ARITMETICA PONDERADA
C     NO INSTANTE K+1
      LC=1
  102 DO 5 I=1,III
      IN=4*(I-1)
      VN(I)=AVN*XN(IN+1)+BVN*VN(I)
      PN(I)=APN*XN(IN+2)+BPN*PN(I)
      AHN(I)=AAHN*XN(IN+3)+BAHN*AHN(I)
      CALL ATNF(XN(IN+2),XN(IN+3),TN(I))
      T1N(I)=AT1N*XN(IN+4)+BT1N*T1N(I)
    5 CONTINUE
      IF(LC.EQ.1) GO TO 17
C
C     FIM DAS ITERACOES
  101 CONTINUE
C
C     ARMAZENAMENTO DAS VARIAVEIS NO INSTANTE ANTERIOR K
```

```
   17 DO 8 I=1,III
      IN=4*(I-1)
      V(I)=XN(IN+1)
      P(I)=XN(IN+2)
      AH(I)=YN(IN+3)
      T(I)=TN(I)
      T1(I)=XN(IN+4)
    8 CONTINUE
C
C     CALCULO DA POTENCIA TERMICA DE SAIDA
      CALL AROF(PN(III),AHN(III),R)
      PI=3.1416
      AHT=(AHN(III)-AHN(1))*R*(PI*DH2M*DH2M/4.)*TUBES*VN(III)
C
C     VALORES DE REFERENCIA PARA A PRESSAO E TEMPERATURA
      IF(J.EQ.1) TSET=TN(III)
      IF(J.EQ.1) PSET=PN(III)
C     RESULTADOS
C
      WRITE(6,414)TIME
      WRITE(6,52)J
      WRITE(6,50)IT
      WRITE(6,51)DT,DX,II
      WRITE(6,567)AHT
      WRITE(6,568)FOLLOW
      IRK=II
      IF(J.EQ.1) IRK=1
      DO 66 I=1,III,IRK
      WRITE(6,53)I,VN(I),I,PN(I),I,AHN(I),I,TN(I),I,TIN(I)
      IF(J.NE.1) GO TO 66
      VE(I)=VN(I)*3.28084
      PE(I)=PN(I)*14.5038
      TE2(I)=TN(I)*9./5.+32.
      TE1(I)=TIN(I)*9./5.+32.
      AHE(I)=AHN(I)*4.29895E-04
   66 CONTINUE
      WRITE(6,986) AT
      WRITE(6,987) VP
      IF(J.NE.1) GO TO 100
      DO 67 I=1,III
      WRITE(6,53)I,VE(I),I,PE(I),I,AHE(I),I,TE2(I),I,TE1(I)
   67 CONTINUE
  100 CONTINUE
   12 FORMAT(20X,4(I10,5X),10X,'***')
   13 FORMAT(/,20X,'DENSITY =',F6.2)
   14 FORMAT(/20X,'SPECIFIC HEAT =',F9.3)
   41 FORMAT(/,20X,4(E12.5,5X),'**')
   50 FORMAT(/,20X,'ITERATION NUMBER =',I2)
   51 FORMAT(/,20X,'DT =',F5.2,5X,'DY =',F5.2,5X,'I =',I2)
   52 FORMAT(/,20X,'TIME STEP =',I2)
   53 FORMAT(/,10X,'V2(',I2,')=',E12.5,5X,'P2(',I2,')=',E13.5,5X,
     1'AH(',I2,')=',E12.5,5X,'T2(',I2,')=',E12.5,5X,'T1(',I2,')=',E12.5)
    4 FORMAT(/,10X,'RO =',F6.2,5X,'TN =',F7.2,5X,'DRP =',E12.3,5X,
     1'DRH =',E12.5,5X,'CP =',E12.6,5X,'P,H =',F5.1,',',F5.1)
  333 FORMAT(/,10X,'PPw=',E13.6)
  414 FORMAT(///,20X,' DO LOOP =',F8.3)
  567 FORMAT(/,20X,'OUTPUT POWER ='E13.6)
  568 FORMAT(/,20X,'LOAD DEMAND   ='E13.6)
  986 FORMAT(/,5X,'THROTTLE NORMALIZED AREA =',F5.3)
  987 FORMAT(/,5X,'SALT VELOCITY =',F7.3)
      STOP
      END
      SUBROUTINE TEMPER(P,AHO2,T)
```

```
C     CALCULO DA TEMPERATURA DO VAPOR EM FUNCAO DA ENTALPIA E PRESSAO
C     PARA CALCULO DA TEMPERATURA DE ENTRADA DO VAPOR
      DOUBLE PRECISION P,AHO2,T,TEMPS,ER
      TEMPS=371.111D 00
      ER=1.D-03
      K=0
    1 K=K+1
      IF(K.EQ.80) GO TO 3
      CALL ATNF(P,AHO2,T)
       IF(((T-TEMPS)/TEMPS).GT.ER) GO TO 2
      IF(DABS((T-TEMPS)/TEMPS).LT.ER) GO TO 3
      AHO2=AHO2*1.05D 00
      GO TO 1
    2 AHO2=AHO2*95.D-02
      GO TO 1
    3 RETURN
      END
      SUBROUTINE ARODHF(PE,AHE,DRODHF)
C     CALCULO DA DERIVADA DA DENSIDADE EM RELACAO A ENTALPIA
C     MANTIDA CONSTANTE A PRESSAO
      COMMON/BLOCK1/COH(36),CCO(36)                                     DRHF
      DOUBLE PRECISION COH,DRODHF,WS,AH,P
      DOUBLE PRECISION CCO
      DOUBLE PRECISION PE,AHE
      P=PE*1.019716D 00
      AH=AHE/4.18605D 03
      IF(AH.GT.799.9D 00) AH=799.9D 00
      N=6
      DRODHF=COH(1)
      DO 1 I=2,N
      I1=I-1
      WS=I*COH(I)*AH**I1
      DRODHF=WS+DRODHF
    1 CONTINUE
      IF(AH.GT.799.5D 00) DRODHF=-.185586
      DRODHF=DRODHF/4.18605D 03
    3 FORMAT(/,20X,'DRODHF/PCTE ='E12.3)
      RETURN
      END
      SUBROUTINE ARODPF(PE,AHE,DRODP)
C     CALCULO DA DERIVADA DA DENSIDADE EM RELACAO A PRESSAO
C     MANTIDA CONSTANTE A ENTALPIA
      COMMON/BLOCK1/COP(36),CCO(36)                                     DRP
      DOUBLE PRECISION COP,DRODPF,WS,AH,P
      DOUBLE PRECISION DRODP
      DOUBLE PRECISION CCO
      DOUBLE PRECISION PE,AHE
      P=PE*1.019716D 00
      AH=AHE/4.18605D 03
      IF(AH.GT.799.9D 00) AH=799.9D 00
      DRODPF=COP(7)
      N=6
      DO 1 I=2,N
      NK=I+N
      I1=I-1
      WS=I*COP(NK)*P**I1
      DRODPF=WS+DRODPF
    1 CONTINUE
      DRODP=DRODPF/.980665D 00
    4 FORMAT(/,20X,'DRODPF /HCTE ='E12.3)
      RETURN
      END
      SUBROUTINE ATNF(PE,AHE,TNF)
```

```
C     CALCULO DA TEMPERATURA DO VAPOR EM FUNCAO DA
C     PRESSAO E ENTALPIA
      COMMON/BLOCK1/COTH(36),CCO(36)                                  ATNF
      DOUBLE PRECISION COTH,COTP,TTH,TTP,TNF,SUM1,SUM2
      DOUBLE PRECISION CCO                                            ATNF
      DOUBLE PRECISION PE,AHE
      DOUBLE PRECISION P,AH
      P=PE*1.019716D 00
      AH=AHE/4.18605D 03
      IF(AH.GT.799.9D 00) AH=799.9D 00
      TTH=CCO(13)                                                     ATNF
      TTP=CCO(19)                                                     ATNF
      N=6
      TNF=TTH+TTP
      DO 1 I=1,N
      NH=I+2*N                                                        ATNF
      NP=I+3*N                                                        ATNF
      SUM1=COTH(NH)*AH**I                                             ATNF
      SUM2=COTH(NP)*P**I                                              ATNF
      TNF=SUM1+SUM2+TNF
    1 CONTINUE
      AH=AHE/4.18605D 03
      IF(AH.GT.799.9D 00) TNF=TNF+1.4375*(AH-799.9)
    5 FORMAT(20X,'TEMPERATURE(P,AH)='F7.2)
      RETURN
      END
      SUBROUTINE AROF(PE,AHE,ROF)
C     CALCULO DA DENSIDADE DO VAPOR EM
C     FUNCAO DA PRESSAU E ENTALPIA
      COMMON/BLOCK1/COH(36),CCO(36)                                   AROI
      DOUBLE PRECISION COH,COP,TIH,TIP,ROF,SUM1,SUM2
      DOUBLE PRECISION ALFA,PALFA
      DOUBLE PRECISION  CCO
      DOUBLE PRECISION P,AH
      DOUBLE PRECISION PE,AHE
      P=PE*1.019716D 00
      AH=AHE/4.18605D 03
      IF(AH.GT.799.9D 00) AH=799.9D 00
      N=6
      TIH=CCO(1)
      TIP=CCO(7)
      ROF=TIH+TIP
      DO 1 I=1,N
      SUM1=COH(I)*AH**I
      SUM2=COH(I+N)*P**I
      ROF=SUM1+SUM2+ROF
    1 CONTINUE
      AH=AHE/4.18605D 03
      IF(AH.GT.799.9D 00) ROF=ROF-.185586*(AH-799.9)
    2 FORMAT(/,20X,'DENSITY(P,AH) =',F7.3)
      RETURN
      END
      SUBROUTINE CPSF(PE,AHE,CP)
C     CALCULO DO CALOR ESPECIFICO DO VAPOR A PRESSAO CONSTANTE
      COMMON/BLOCK1/ COH(36),CCO(36)
      DOUBLE PRECISION P,AH
      DOUBLE PRECISION COH,CCO,CP1,CP
      DOUBLE PRECISION PE,AHE
      P=PE*1.019716D 00
      AH=AHE/4.18635D 03
      IF(AH.GT.799.9D 00) AH=799.9D 00
      CP1=COH(13)
      N=6
```

```
      DO 1 I=2,N
      NK=2*N+I
      II=I-1
      CPI=I*COH(NK)*AH**II+CPI
    1 CONTINUE
      CP=(1.0 D0)/CPI
      CP=CP*4.18605D 03
      IF(AH.GT.799.9D 00) CP=2912.034
      RETURN
      END
      SUBROUTINE ENTALP(PE,ENTA)
C     CALCULA A ENTALPIA DE ENTRADA DO VAPOR
C     EM FUNCAO DA PRESSAO E TEMPERATURA
      DOUBLE PRECISION COENT,CCO
      COMMON/BLOCK1/ COENT(36),CCO(36)
      DOUBLE PRECISION P,PE,ENTA
      P=PE*1.019716D 00
      N=6
      ENTA=CCO(25)
      DO 1 I=1,N
      NEN=I+4*N
      ENTA=COENT(NEN)*P**I+ ENTA
    1 CONTINUE
      ENTA=ENTA*4.18605D 03
      RETURN
      END
      SUBROUTINE POLI(L,LK,IF,IS,EPS,NZM)
      INTEGER*2 IC,INZ
      INTEGER*2 IRZ,ICX,IY
C     AJUSTE DE CURVAS ATRAVES DE POLINOMIO DE GRAU N
C     EMPREGANDO O METODO DE ELIMINACAO DE GAUSS UTILIZANDO
C     SUBROUTINE SPAMAT
      COMMON/BLOCK1/Z(36),CCO(36)                                        POLI
      COMMON/BLOCK3/ALFA(30),PALFA(30)
      COMMON/BLOCK2/Y(30),PY(30)
      COMMON A(300,10),B(300),X(300),IC(300,10),INZ(300)
      DIMENSION W(36)
      DOUBLE PRECISION A,B,X,Z
      DOUBLE PRECISION EPS
      DOUBLE PRECISION PY,Y  ,W,WS,CO,PALFA,ALFA
      DOUBLE PRECISION CCO
      TOL=10E-07
      N=6
      IIP=N
      IK=0
      DO 1 I=L,LK
      IK=IK+1
      DO 2 K=1,N
      A(IK,K)=(Y(I)**K-ALFA(L)**K)
      IC(IK,K)=K
    2 CONTINUE
      B(IK)=PY(I)-PALFA(L)
      INZ(IK)=N
    1 CONTINUE
      CALL SPAMAT(N,EPS,IS,NZM,IF)
      WRITE(6,3)(I,X(I),I=1,N)
      WS=0.
      KA=0
      DO 14 I=L,LK
      KA=KA+1
      Z(I)=X(KA)
      W(I)=Z(I)*ALFA(L)**KA
      WS=W(I)+WS
```

```
   14 CONTINUE
      CO=PALFA(L)-WS
      CCO(L)=CO
      WRITE(6,5) CO
      DO 7 IP=L,LK
      WS=0
      KB=0
      DO 8 I=L,LK
      KB=KB+1
      W(I)=Z(I)*(Y(IP)**KB)
      WS=W(I)+WS
    8 CONTINUE
      PALFA(L)=CCO(L)+WS
      WRITE(6,9) PALFA(L)
    7 CONTINUE
    3 FORMAT(/,10X,'C(',I2,')=',E12.5)
    5 FORMAT(/,10X,' TERMO INDEPENDENTE =',E12.5)
    9 FORMAT(/,10X,'DENSIDADE = ',F6.2)
      RETURN
      END
      SUBROUTINE HEAT(V1,DH2,DH,DH1,DEN1,CP1,II )
C     CALCULO DOS COEFICIENTES
C        PELICULA PARA O SAL              FILM1
C        PELICULA PARA O VAPOR            FILM2
C        ATRITO PARA O VAPOR               FF
C        GLOBAL DE TRANF. DE CALOR        U
      COMMON/BLOCK 6/ VN(75),PN(75),AHN(75),TIN(75),TN(75)
      COMMON/BLOCK 7/ U(75),FF(75)
      DOUBLE PRECISION VN,PN,AHN,TIN,TN
      DOUBLE PRECISION RO,CP
      VISC1=140.548D-05
      CMET=17.3345D 00
      COND1=39.799D-02
      VP=ABS(V1)
      RE1=VP*DEN1*DH1/VISC1
      PR1=VISC1*CP1/COND1
      ANU1=.16D 00*RE1**(.6D 00)*PR1**(.33D 00)
      FILM1=COND1/DH1*ANU1
      DO 1 I=1,II
      CALL CPSF(PN(I),AHN(I),CP)
      VISC=ETAF(PN(I),TN(I))
      CONDUT=CONDF(PN(I),TN(I))
      PR2=VISC*CP/CONDUT
      CALL ROF(PN(I),AHN(I),RO)
      RE2=RO*VN(I)*DH2/VISC
      FF(I)=14.D-04+.125D 00/RE2**(.32D 00)
      ANU2=454.D-05*RE2**.923D 00*PR2**(.63D 00)
      FILM2=CONDUT/DH2*ANU2
      U(I)=1.D 00/(1.D 00/FILM1+1.D 00/(FILM2*DH2/DH)
     1+DH*ALOG(DH/DH2)/(2.D 00*CMET))
    1 CONTINUE
    2 FORMAT(/,10X,'REYNOLDS SALT =',E12.5,5X,'PRANDT S=',F7.4)
    3 FORMAT(/,10X,'SALT FILM COEFFICIENT =',E12.5)
    4 FORMAT(/,10X,'PRW =',F7.4,5X,'REYNOLDS WATER =',E12.5,5X,
     1'NU,WATER =',E12.5,5X,'FILM COEFFICIENT =',E12.5)
    5 FORMAT(/,10X,'HEAT TRANSFER COEFFICIENT =',E12.5)
    6 FORMAT(/,10X,'FRICTION COEFFICIENT =',E12.5)
      RETURN
      END
      FUNCTION ETAF(PE,TE)
C     FINALIDADE DA FUNCAO
C     CALCULO DA VISCOSIDADE DO VAPOR EM FUNCAO DA PRESSAO E TEMPERATURA
      DOUBLE PRECISION PE,TE
```

```
      FC=.1D 00
      P=PE*1.019716D 00
      T=TE+273.16D 00
      ALFA=1.4D-10
      BETA=2.095D 18
      C=1.9D-09
      ARG3=BETA*P*P/(T**8)
      ETAF0=(2.3936D-05)*T**(.5D 00)/(1.D 00+1039.63D 00/T)
      ETAF=ETAF0+ALFA*P  +C*(EXP(ARG3)-1.D 00)
      ETAF=ETAF*FC
    1 FORMAT(/,20X,'VISCOSITY =',E12.3)
      RETURN
      END
      FUNCTION CONDF(PE,TE)
C     FINALIDADE DA FUNCAO
C     CALCULO DA CONDUTIBILIDADE TERMICA DO VAPOR
C     EM FUNCAO DA PRESSAO E TEMPERATURA
      DOUBLE PRECISION PE,TE
      P=PE*1.019716D 00
      T=TE+273.16D 00
      A=1.773D 09
      C=2.486D-05
      FC=4.186D 02
      ARG1=(1.5234D-03)*T*T*T
      ARG2=A*P/(T*T*T*T)
      COND0=(3.191D-06)*SQRT(T)*EXP(ARG1)
      CONDF=COND0+C*(EXP(ARG2)-1.D 00)
      CONDF=CONDF*FC
    2 FORMAT(/,30X,'THERMAL CONDUCTIVITY =',E12.3)
      RETURN
      END
      SUBROUTINE PUMPCO (DT,TAU,PSET,PFWC,III)
C
C     CONTROLE DA PRESSAO DE SAIDA DO VAPOR EMPREGANDO
C     O ELEMENTO DE CONTROLE I
C     VARIAVEL CONTROLADA  PRESSAO DE SAIDA      PN(III)
C     VARIAVEL INDIRETAMENTE CONTROLADA PRESSAO DA BOMBA
C     BOMBA MODELADA COMO ELEMENTO INERCIAL
C        GANHO DA BOMBA                GPUMP
C        GANHO DO ELEMENTO DE CONTROLE GCTROL
C        CONSTANTE DE TEMPO            TAU
C
      COMMON/BLOCK 6/ VN(75),PN(75),AHN(75),TIN(75),TN(75)
      COMMON/BLOCK 5/V(75),P(75),AH(75),TI(75),T(75)
      COMMON /PUMP3/ Y(2)
      DOUBLE PRECISION AHN,PN,VN,TIN,TN,T,V,P,AH    ,TI
      ERP=(PSET-PN(III))
      PFW3=Y(1)
      PFW2=Y(2)
      GPUMP=1.
      GCTROL=1.8
      GCP=2.
      AK=GPUMP*GCTROL
      DIV=(TAU/(DT*DT)+1./DT)
      PFW1=(AK*ERP+PFW2*(1./DT+2.*TAU/(DT*DT))
     1-PFW3*TAU/(DT*DT))/DIV
    1 PFWC=PFW1
      RETURN
      END
       SUBROUTINE LOADCO(TEMP,DT,TSET,ATN,IPN,AHOUT,DPT,VSALT,J)
      COMMON/LOAD1/W(2),Z(2),ALOAD(3),VS(2)
      COMMON/BLOCK 0/TEMPER(2)
      DIMENSION ERROR(2)
```

```
      DOUBLE PRECISION VN,PN,AHN,TIN,TN
C     CONSTANTES DE TEMPO
C        TAU1  ACELERADOR DA TURBINA
C        TAU3  SISTEMA PRIMARIO
C         TAUS  BOMBA DE SAL
C     GANHOS DOS ELEMENTOS
C        GCT1  ACELERADOR
C        GCT2  SISTEMA PRIMARIO
C        BETA3 ELEMENTO  I  BOMBA ERRO ATUANTE
C        BETA4 ELEMENTO  P  BOMBA INCREMENTO DE DEMANDA
C     CONSTANTES DE PROGRAMACAO
C       INTG = 0 ALGORITMO I EM FORMA DE POSICAO
C       INTG = 1 ALGORITMO I EM FORMA INCREMENTAL
C        OPT     DEFINIDA NO PROGRAMA PRINCIPAL
C     VARIAVEIS
C                 CONTROLE DE DEMANDA
C        INDIRETAMENTE CONTROLADA
C                 AREA DO ACELERADOR                          ATN
C        CONTROLADA
C                 POTENCIA DE SAIDA                           ALOAD
C                 CONTROLE DE TEMPERATURA
C        INDIRETAMENTE CONTROLADA
C                 VELOCIDADE DO SAL                           VS
C                 TEMPERATURA DO SAL                          TPN
C        CONTROLADA
C                 TEMPERATURA DO VAPOR                        TEMP
      INTG=0
      INTG=1
      TAU1=2.
      TAU3=1.
      GCT2=.0045
      GCT1=2.E-8
      DTI=1./DT
      BETA4=3.2E-05
      AKSP=9.93987E-04
      BETA3=1.75
      TAUS=1.
      DISAL1=TAUS*DTI
      DISAL2=1./(1.+DISAL1)
      VSALT=ABS(VSALT)
      ERT=(TSET-TEMP)
      AX1=TAU1/(DT*DT)
      AX2=1./DT
      AX3=TAU3/(DT*DT)
      FSALT1=TAUS*AX2*AX2
      FSALT2=AX2+FSALT1
      DIV1=AX1+AX2
      DIV3=AX3+AX2
      ATN=(W(2)*(2.*AX1+AX2)-W(1)*AX1+GCT1*(ALOAD(3)-AHOUT))/DIV1
      IF(OPT.EQ.2) GO TO 3
      TPN=(Z(2)*(2.*AX3+AX2)-Z(1)*AX3+GCT2*ERT)/DIV3
    3 IF(INTG.EQ.0) GO TO 1
      VSALT=(VS(2)*(AX2+2.*FSALT1)-VS(1)*FSALT1+AKSP*BETA3*ERT)/FSALT2
     1+AKSP*BETA4*(ALOAD(3)-ALOAD(2))/FSALT2
      GO TO 2
    1 VSALT=DISAL2*(VSALT*DISAL1+AKSP*(TEMPER(2)*BETA3*DT
     1+BETA4*(ALOAD(3)-ALOAD(2))))
     2+VSALT*DISAL2
    2 VSALT=-1.*VSALT
      RETURN
      END
      SUBROUTINE SPAMAL(N,EPS,IS,NZM,IF)
C   SUBROTINA SPAMAL
```

```
C  OBJETIVO                                                          *
C        SOLUCAO DE UM SISTEMA DE EQ. ALGEBRICAS AX=B, ATRA-         *
C        VES DO METODO DE ELIM. DE GAUSS, APLICANDO TECNICAS         *
C        PARA MATRIZES ESPARSAS                                      *
C  USO                                                               *
C        CALL SPAMA1(N,EPS,IS,NZM,IF)                                *
C  DIMENSIONAMENTO                                                   *
C        INTEGER*2 IC,INZ,IX,IY,IZ                                   *
C        COMMON/GI/ A(N,NZM),B(N),X(N),IC(N,NZM),INZ(N),IX(N),       *
C        IY(N),IZ(N)                                                 *
C  DESCRICAO DOS PARAMETROS                                          *
C        N - NUM. DE EQUACOES DO SISTEMA                             *
C        EPS - CONST. DE ENTRADA USADA NO CALC. DA TOLERAN-          *
C        CIA RELATIVA(TOL) P/ TESTE DE PERDA DE SIGNIFICANCIA        *
C        IS - OPCOES DE USO DA SUBR. C/ CONDENSACAO PIVOTAL,         *
C        IS=1, OU COM TOLERANCIA RELATIVA,IS=2                       *
C        A SAIDA IS=-1 SIGNIFICA TER SIDO UTILIZADO UM PIVO          *
C        CUJO VALOR E MENOR QUE TOL                                  *
C        NZM - NUM MAX DE ELEMENTOS FORMADOS EM LINHAS DE A,         *
C        E IC, USADO PARA DEFINIR A SEGUNDA DIMENSAO DESSES          *
C        ARRANJOS. INICIALMENTE DEVE SER ASSUMIDO UM VALOR           *
C        PARA ESSA DIMENSAO                                          *
C        QDO. OS COEF. INICIAIS DA MATRIZ A NAO ESTAO EM OR-         *
C        DEM CRESCENTE P/ COL., DA-SE COMO ENTRADA NZM=0             *
C        IF - PARA MATRIZES COM ESTRUTURA DE FAIXA, IF=LARGURA       *
C        DA FAIXA INFERIOR. PARA MATRIZES GERAIS, OU PARA USO        *
C        COM A SUBROTINA ORDEM,IF=N                                  *
C  ARRANJOS UTILIZADOS                                               *
C        A(N,NZM) - ARMAZENA OS VAL. NAO NULOS DE A                  *
C        B(N) - ARMAZENA O LADO DIREITO DO SISTEMA                   *
C        X(N) - SAIDA COM A SOLUCAO DAS EQUACOES                     *
C        IC(N,NZM) - ARMAZENA A COLUNA DOS ELEM. NAO NULOS DE A      *
C        INZ(N) - DA O NUM DE ELEM EM CADA LINHA DE A(N,NZM)         *
C        IX(N),IY(N),IZ(N) - VETORES AUXILIARES                      *
C  SUBROTINAS REQUERIDAS                                             *
C        CALL ORDEM(N) - QDO. SE DESEJA UM ARRANJO INICIAL           *
C        DAS LINHAS E COL. DE A P/ DIMINUIR A MEMORIA REQUE-         *
C        RIDA. SEU USO E OPCIONAL. DEVE SER DEFINIDO COMO EN-        *
C        TRADA NZM=0                                                 *
C  USO EM DUPLA PRECISAO                                             *
C        DOUBLE PRECISION A,B,X,AUX,TOL,AM                           *
C
C  ******************************************************************
      INTEGER*2 IC,INZ,IX
      COMMON A(300,10),B(300),X(300),IC(300,10),INZ(300)
      DOUBLE PRECISION A,B,X,AM,AUX,A1,A2
      DIMENSION IX(300)
      DOUBLE PRECISION TOL, EPS
      KON=0
      KOC=0
      KOE=0
      MUD=0
      IF(NZM.EQ.1)GO TO 205
C  ARRANJO DOS ELEM. DE A EM ORDEM CRESCENTE
      DO 200 I=1,N
      JI=1
      IK=1
      NZ=INZ(I)
      IF(NZ.EQ.1)GO TO 200
 204  DO 201 J=JI,N
      DO 202 KI=IK,NZ
      IF(IC(I,KI).EQ.J)GO TO 203
  202 CONTINUE
```

```
  201 CONTINUE
  203 IAUX=IC(I,IK)
      IC(I,IK)=IC(I,K1)
      IC(I,K1)=IAUX
      AUX=A(I,IK)
      A(I,IK)=A(I,K1)
      A(I,K1)=AUX
      IK=IK+1
      IF(IK.GE.NZ)GO TO 200
      J1=J+1
      GO TO 204
  200 CONTINUE
      NZM=1
C  DET. DA TCL DO SISTEMA
  205 AM=A(1,1)
      DO 206 I=1,N
      NZ=INZ(I)
      DO 206 K=1,NZ
      IF(DABS(AM).GE.DABS(A(I,K))) GO TO 206
      AM=A(I,K)
  206 CONTINUE
      TOL=EPS* DABS(AM)
C
      IF(IS.EQ.2)GO TO 2
      N1=N-1
      DO 10 I=1,N1
      L=1
      IX(1)=0
      AM=0.
      N2=I+IF
      IF(N2.GT.N)N2=N
      DO 11 J=I,N2
      IF(IC(J,1).NE.I)GO TO 11
      L=L+1
      IX(1)=IX(1)+1
      IX(L)=J
      IF(DABS(A(J,1)).LE.DABS(AM))GO TO 11
      AM=A(J,1)
      NJ=J
   11 CONTINUE
      IF(DABS(AM).GT.TOL) GO TO 12
 101  IDESV=0
  102 FORMAT(/;10X,'PIVO MENOR QUE TOL NA LINHA',I
   12 IF(NJ.EQ.I)GO TO 14
C  MUDANCA DE LINHAS
   15 NZ=INZ(I)
      MUD=MUD+1
      IF(INZ(NJ).GT.NZ)NZ=INZ(NJ)
      DO 13 K=1,NZ
      AUX=A(I,K)
      A(I,K)=A(NJ,K)
      A(NJ,K)=AUX
      IAUX=IC(I,K)
      IC(I,K)=IC(NJ,K)
      IC(NJ,K)=IAUX
   13 CONTINUE
      IAUX=INZ(I)
      INZ(I)=INZ(NJ)
      INZ(NJ)=IAUX
      AUX=B(I)
      B(I)=B(NJ)
      B(NJ)=AUX
      GO TO 14
```

```
    2 N1=N-1
      DO 20 I=1,N1
      L=1
      IX(1)=0
      N2=I+IF
      IF(N2.GT.N)N2=N
      DO 21 J=I,N2
      IF(IC(J,1).NE.I)GO TO 21
      L=L+1
      IX(1)=IX(1)+1
      IX(L)=J
   21 CONTINUE
      IF(IX(2).NE.I)GO TO 22
      J=IX(2)
      IF(DABS(A(J,1)).GT.TOL) GO TO 14
   22 NZ=IX(1)
      NJ=IX(2)
      IF(NZ.LT.2) GO TO 101
      DO 23 K=2,NZ
      NJ=IX(K)
      IF(DABS(A(NJ,1)).GT.TOL) GO TO 15
   23 CONTINUE
      GO TO 101
   14 A1=A(I,1)
      A(I,1)=0.
      B(I)=B(I)/A1
      NZ=INZ(I)
      DO 24 K=1,NZ
   24 A(I,K)=A(I,K)/A1
C  OPERACOES DE ELIMINACAO
C
      NM=IX(1)+1
      IF(NM.GE.3)GO TO 25
      IF(IS.EQ.2)GO TO 20
      GO TO 10
   25 DO 40 L=3,NM
      I1=IX(L)
      A2=A(I1,1)
      A(I1,1)=0
      KOE=KOE+1
      NZ=INZ(I)
      IF(NZ.GT.1)GO TO 57
C  DESLOCAMENTO DE ELEMENTOS NUMA LINHA
      IF(INZ(I1).EQ.1)GO TO 56
      K3=INZ(I1)-1
      DO 303 K4=1,K3
      IC(I1,K4)=IC(I1,K4+1)
      A(I1,K4)=A(I1,K4+1)
  303 CONTINUE
      INZ(I1)=INZ(I1)-1
      GO TO 56
   57 NN=IC(I,NZ)
      NZ1=INZ(I1)
      IF(IC(I1,NZ1).GT.NN)NN=IC(I1,NZ1)
      DO 50 K=I,NN
   50 X(K)=0.
      IF(NZ1.EQ.1)GO TO 55
      DO 51 K1=2,NZ1
      K=IC(I1,K1)
      X(K)=A(I1,K1)
   51 CONTINUE
   55 DO 52 K1=2,NZ
      K=IC(I,K1)
```

```
      X(K)=X(K)-A2*A(I,K1)
   52 CONTINUE
      K1=0
      INZ(I1)=INZ(I1)-1
      DO 53 K=I,NN
      IF(X(K).EQ.0)GO TO 53
      K1=K1+1
      A(I1,K1)=X(K)
      IC(I1,K1)=K
   53 CONTINUE
      KOC=KOC+(K1-INZ(I1))
      KON=KON+NZ-(K1-INZ(I1))
      INZ(I1)=K1
   56 B(I1)=B(I1)-A2*B(I)
      IF(INZ(I1).GT.NZM)NZM=INZ(I1)
   40 CONTINUE
      IF(IS.EQ.1)GO TO 10
   20 CONTINUE
      GO TO 33
   10 CONTINUE
C
C  BACK SUBSTITUTION
   33 NZ=INZ(N)
      DO 30 K=1,NZ
      IF(IC(N,K).NE.0)GO TO 32
   30 CONTINUE
      GO TO 101
   32 B(N)=B(N)/A(N,K)
      DO 90 J=2,N
      IB=N-J+1
      NZ=INZ(IB)
      IF(IC(IB,NZ).EQ.0)GO TO 90
      DO 90 K=1,NZ
      IA=IC(IB,K)
      B(IB)=B(IB)-A(IB,K)*B(IA)
   90 CONTINUE
      DO 94 I=1,N
   94 X(I)=B(I)
  503 FORMAT(/,10X,'MUD=',I5)
  304 FORMAT(/,10X,'NUM ELIM=',I6)
  306 FORMAT(/,10X,'NUM OP NORMAIS=',I7)
  305 FORMAT(/,10X,'NUM ELEM CRIADOS=',I7)
  150 RETURN
      END
```

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. ROCKS, L.; RUNYON, R.P. The Energy Crisis. New York, Crown Publishers Inc., 1972.

2. McNEESE, L.E.; ROSENTHAL, L.E. MSBR: A review of its status and future. Nuclear News, 17: 52-8, 1974.

3. BRIGGS, R.B. Conceptual Design Study of a Single Fluid Molten Salt Breeder Reactor. Oak Ridge, Tenn., Oak Ridge National Lab., June 1971. (ORNL-4541).

4. HARLOW, F.H.; AMSDEN, A.A. A Numerical Fluid Dynamics Calculation Method for All Flow Speeds. J. Comp. Phys., 8:197-13, 1971.

5. STEWART, C.W. Advanced Continuous Fluid Eulerian Computation Scheme for Flows with Large Density Gradients. Trans. Am.Nucl.Soc., 24:178, 1976

6. GRUMP, M.W. ; LEE, J.C. Nonlinear Transient Modeling of Once Through Subcritical Steam Generators. Third Symposium on Power Plant Dynamics, Control & Test. Knoxville, Tenn., September 1977.

7. RAY, A. A Nonlinear Dynamic Model of a Once Through Subcritical Steam Generator. Trans. ASME. Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 322-39, September 1976 .

8. SANATHANAN, C.K. Dynamic Modeling of a Large Once - Through Steam Generator. Nuclear Engineering and Design., 23:321-30, 1973.

9. ADAMS, J. IEE Transactions on Power Apparatus and Systems. PAS, 1965.

10. KIRSCH, L.W. Feedback Control of a Large Steam Generator. Nuclear Engineering and Design., 42:431-46, 1977.

11. RODRIGUES , A.F. Solução de Sistemas Esparsos de Equações Algébricas Lineares por Métodos Diretos. São Paulo, 1979. (Dissertação de Mestrado EPUSP).

12. ROWE, D.S. COBRA IV-I, An interim version of COBRA for Thermal-hydraulic Analysis of a Rod Bundle Nuclear - Fuel Elements and Cores, March 1976 . (BNWL-1962).

13. ECKERT, E.R.G. Analysis of Heat and Mass Transfer . Tokyo, McGraw-Hill Kogakusha Ltd., 1972.

14. BIRD, R.B.; STEWART , W.E. Transport Phenomena. New York, John Wiley & Sons Inc., 1960.

15. VUKALOVITCH, M.P. Thermodynamic Properties of Water and Steam. Moscow, Publishing - House "MASHINOSTROYENYE", 1967.

16. BABCOCK & WILCOX. Steam its generation and use. New York, B & W, 1960.

17. KASTEN, P.R. Design Study of a Heat-Exchange System for one MSBR Concept. Oak Ridge, Tenn., Oak Ridge National Lab., 1967. (ORNL-TM-1545).

18. KEENAN, J.H.; KEYES, F.G. Thermodynamic properties of Steam. New York, John Wiley & Sons, 1936.

19. REED, W.H.; KIRCHNER , W.L. Fluid Dynamic and Heat - Transfer Methods for the TRAC CODE. I. Mech. Engineering.,: 94-101, 1977.

20. COUGHANOWR, D.R.; KOPPEL, L.B. Process Systems Analysis and Control . Tokyo, McGraw-Hill Kogakusha Ltd., 1965.

21. NETUSHIL, A. Theory of Automatic Control. Moscow, MIR Publishers, 1973.

22. CASTRUCCI, FLINIO. Contrôle Automático. São Paulo, Edgard Blücher, 1969.

23. MUELLER, N.P. Automatic Load Dispatch Control of Nuclear Power Plants - Requirements and Implementation. Specialists Meeting on Nuclear Power Plant Control Problems Associated with Load Following and Network Transients. Caradache, France, 1977.

24. BRISTOL, E.H. Designing and Programming Control Algorithms for DDC Systems. Control Engineering : 24-6, 1977.

25. AUSLANDER, D.M. Direct Digital Process Control: Practice and Algorithms for Microprocessor Application. Proceedings of the IEEE, 66(2):199-108, 1978.

26. DEBOLT, R.R. A Natural 3-Model Controller Algorithm for DDC. ISA J.: 43-5, September 1966.

27. TAKAHASHI, D.M. The Next Generation of Single Loop Controllers. Trans. of the ASME. Journal of Dynamic Systems, Measurement , and Control : 280-2, September, 1975.

28. AUSLANDER, D.M. Simple Discrete Control of Industrial Process (Finite Time Settling Control Algorithm for Single-Loop Digital Controller). Trans. of the ASME. Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control: 354-61, December 1975.

29. TOMIZUKA, M. Simple Finite-Time Settling Control and Manipulated-Variable Softening for Reverse Reaction, Overshoot and Oscillatory Processes. Trans. of the ASME. Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 100: 50-58, March, 1978.