



AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE  
DE SÃO PAULO

**PROGRAMA COMPUTACIONAL PARA ESTUDO DA  
ESTRATÉGIA DE CONTROLE DE UM REATOR  
NUCLEAR DO TIPO PWR**

**JOSÉ RICARDO DE OLIVEIRA**

Dissertação apresentada como parte  
dos requisitos para obtenção do Grau  
de Mestre em Ciências na Área de  
Reatores Nucleares de Potência e  
Tecnologia do Combustível Nuclear.

Orientador:  
Dr. Abalberto José Soares

**São Paulo  
2002**

# INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES

Autarquia associada à Universidade de São Paulo

## PROGRAMA COMPUTACIONAL PARA ESTUDO DA ESTRATÉGIA DE CONTROLE DE UM REATOR NUCLEAR DO TIPO PWR

**JOSÉ RICARDO DE OLIVEIRA**



Dissertação apresentada como parte dos requisitos para obtenção do grau de Mestre em Ciências na Área de Reatores Nucleares de Potência e Tecnologia do Combustível Nuclear.

Orientador : Dr. Adalberto José Soares

São Paulo

2.002

**À minha esposa, Ivana, e  
filhas, Janaína, Inara e Máira.**

## AGRADECIMENTOS

Expresso meus sinceros agradecimentos,

- Ao Prof. Dr. Adalberto José Soares, pela inestimável orientação, apoio e incentivo durante todo o período do programa de mestrado.
- Às administrações atual e anterior do Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo – CTMSP, por apoiar e dar condições ao desenvolvimento do trabalho.
- Aos professores do Laboratório de Automação e Controle – LAC – do Departamento de Engenharia de Telecomunicações e Controle da EPUSP, pela cessão da licença de uso e orientações sobre aplicações do software *Matlab*.
- Aos profissionais da Biblioteca “Terezine Arantes Ferraz” e da Comissão de Pós-Graduação do IPEN, pela presteza e cordialidade sempre que solicitados.

# **PROGRAMA COMPUTACIONAL PARA ESTUDO DA ESTRATÉGIA DE CONTROLE DE UM REATOR NUCLEAR DO TIPO PWR**

**José Ricardo de Oliveira**

## **RESUMO**

O programa computacional, resultado final deste trabalho, apresenta-se como uma ferramenta para o estudo do sistema de controle do reator de uma planta PWR representada por um único circuito refrigerante.

Como premissa de projeto, considerou-se apenas a modelagem matemática do circuito primário, utilizando-se como interface com o circuito secundário uma equação diferencial simplificada da temperatura associada com a potência no circuito secundário. Todas as equações dinâmicas incorporadas ao modelo foram desenvolvidas utilizando-se leis básicas de conservação, condições de contorno e hipóteses simplificadoras adequadas ao estudo de controle.

Para se chegar ao modelo final implantado no programa, foram utilizados dados de projeto e constantes termo-hidráulicas obtidos da bibliografia disponível, que foram adaptados para uma concepção particular de pequenas unidades PWR.

Todo o programa e telas de interface foram desenvolvidos utilizando-se o software Matlab, versão 5.1. Para solução das equações diferenciais ordinárias foram aplicadas sub-rotinas de integração numérica elaboradas a partir do método Runge-Kutta 4.

# **SOFTWARE TO STUDY THE CONTROL STRATEGY OF PRESSURIZED WATER REACTOR**

**José Ricardo de Oliveira**

## **ABSTRACT**

*The computational program, result of this work, is a tool developed for the study of the control of Pressurized Water Reactors (PWR) constituted by only one coolant loop. The implementation of a user friendly interface for input/output data, makes the program also suitable for training and teaching applications.*

*As design premise, it was considered enough just the modeling of the primary circuit, using as interface with the secondary circuit, a simplified differential equation of the temperature associated with the secondary power. All the incorporated dynamic equations to the model were developed using basic laws of conservation, boundary conditions and hypotheses appropriated to the control study.*

*To arrive to the final model, core thermal and hydraulic characteristics and design data were obtained from of the available bibliography and adapted for a conceptual peculiar design of a small PWR.*

*The whole program and all input/output interfaces were developed using the software Matlab, version 5.1. Sub-routines of numeric integration based on the Runge-Kutta 4 method were applied to solve the set of ordinary differential equations.*

## SUMÁRIO

	<b>Página</b>
<b>1. INTRODUÇÃO</b>	
1.1 Motivação do trabalho . . . . .	10
1.2 Objetivo do trabalho . . . . .	10
1.3 Organização da dissertação . . . . .	12
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	
2.1 A simulação de sistemas . . . . .	14
2.2 Programas computacionais para estudo termo hidráulico . . . . .	15
2.3 Programas computacionais para treinamento de pessoal . . . . .	16
2.4 Programas computacionais para estudo de sistemas de controle . . . . .	17
<b>3. PLANTAS TERMONUCLEARES TIPO PWR</b>	
3.1 Introdução . . . . .	20
3.2 Instalação PWR típica – Descrição funcional . . . . .	20
3.2.1 Fluxograma Básico para estudo dinâmico . . . . .	20
3.2.2 Circuito Primário . . . . .	21
3.2.2.1 O reator . . . . .	22
3.2.2.2 O pressurizador . . . . .	22
3.2.2.3 O gerador de vapor . . . . .	23
3.2.3 - Circuito secundário . . . . .	23
3.3 - Reatividade . . . . .	24
3.3.1 - Efeitos que determinam variação na reatividade do reator . . . . .	25
3.3.2 - Efeitos da variação de temperatura na reatividade do reator . . . . .	25
3.3.3 - Efeitos da variação de pressão e formação de vazios na reatividade do reator . . . . .	26
3.3.4 - Variação na concentração dos produtos de fissão . . . . .	26
<b>4. O CONTROLE EM CENTRAIS NUCLEARES COM REATORES TIPO PWR . . . . .</b>	
4.1 Introdução . . . . .	28

4.1.1	Considerações gerais sobre controle de reatividade . . . . .	28
4.1.2	Barras de Controle . . . . .	28
4.1.3	Filosofia e Estratégias de Controle . . . . .	30
4.2	Controle global da planta para a condição de regime permanente . . . . .	31
4.3	Malhas de controle do circuito primário . . . . .	33
4.3.1	Malha de controle de potência do reator. . . . .	33
4.3.2	Malha de controle da pressão no circuito primário. . . . .	35
4.3.3	Malha de controle de nível no pressurizador. . . . .	37
4.4	– Malhas de controle do circuito secundário. . . . .	38
4.4.1	– Descrição geral. . . . .	38
4.4.2	-Sistema de controle de pressão de vapor no circuito secundário. . . . .	39
<b>5. MODELAGEM MATEMÁTICA DO CIRCUITO PRIMÁRIO</b>		
5.1	Introdução . . . . .	42
5.2	Modelagem dinâmica do circuito primário. . . . .	43
5.2.1	O modelo do reator. . . . .	43
5.2.1.1	Modelo neutrônico . . . . .	43
5.2.1.2	Modelo termo-hidráulico . . . . .	46
5.2.2	O modelo do pressurizador . . . . .	49
5.2.2.1	Hipóteses básicas e identificação de processos termodinâmicos . . . . .	49
5.2.2.2	Desenvolvimento do equacionamento dinâmico . . . . .	50
5.2.2.3	Determinação dos fluxos de massa considerados no modelo. . . . .	54
5.2.2.4	Aquecedores elétricos. . . . .	56
5.2.3	Modelagem de tubulações e “ <i>plenums</i> ” . . . . .	58
5.2.4	O modelo do Gerador de Vapor. . . . .	59
5.3	Estado estacionário. . . . .	61
5.3.1	Introdução. . . . .	61
5.3.2	Estacionário do reator. . . . .	61
5.3.3	Estacionário do pressurizador. . . . .	63
5.3.4	Estacionário para tubulações e “ <i>plenums</i> ”. . . . .	64
5.3.5	Estacionário do gerador de vapor . . . . .	64



## **6. MALHAS DE CONTROLE INTRODUZIDAS NO PROGRAMA**

6.1 Introdução. . . . .	66
6.2 Malha de controle de potência. . . . .	68
6.2.1 Diagrama de blocos . . . . .	68
6.2.2 Canal de potência. . . . .	69
6.2.3 Canal de temperatura. . . . .	72
6.2.4 Módulos de programação de velocidades e de acionamento da barra de controle. . . . .	75
6.3 Malha de controle de pressão no circuito primário. . . . .	76
6.3.1 Diagrama de blocos. . . . .	76
6.3.2 - Equacionamento. . . . .	77

## **7. DESENVOLVIMENTO DO PROGRAMA COMPUTACIONAL**

7.1 Introdução. . . . .	81
7.2 Estrutura do programa computacional. . . . .	81
7.2.1 Tela principal do programa. . . . .	81
7.2.2 Botão “PLANTA” . . . . .	83
7.2.3 Botão “CONTROLE” . . . . .	85
7.2.4 Botão “TRANSIENTE” . . . . .	87
7.2.5 Botão “INICIAR” . . . . .	89
7.2.6 Botão “RESULTADOS” . . . . .	90
7.3 Método matemático para integração numérica . . . . .	92

## **8. SIMULAÇÕES PARA TESTE DO PROGRAMA**

8.1 Introdução . . . . .	95
8.2 Definição de parâmetros do programa . . . . .	96
8.3 Cálculo do estado estacionário. . . . .	100
8.4 Simulação em malha aberta com excitação na turbina. . . . .	100
8.5 Simulação em malha fechada com os parâmetros “ <i>default</i> ” . . . . .	104
8.6 Simulações para comparação com resultados do programa SIMPCO . . . . .	108
8.7 Simulações com variações de parâmetros do sistema de controle. . . . .	110
8.7.1 Simulações com diferentes programas de velocidades da barra de controle. . . . .	110
8.7.2 Simulações com variação de parâmetro do canal de potência. . . . .	113
8.7.3 Simulações com variação de parâmetro do canal de temperatura. . . . .	115

8.8 Estudo do pressurizador. . . . .	118
8.9 Simulações com transientes na barra de controle e potência fixa no circuito secundário. . . . .	122
8.10 Simulações para estudo do método numérico e dos tempos de processamento . . . . .	125
8.10.1 Método de solução numérica e rotinas de cálculo. . . . .	125
8.10.2 A velocidade de processamento. . . . .	126
8.11 Análise e discussão de resultados . . . . .	127
8.11.1 O modelo matemático do processo . . . . .	127
8.11.2 O modelo do sistema de controle. . . . .	128
8.11.3 Flexibilidade e facilidade operacional do programa computacional. . . . .	129
<b>9. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b>	
9.1 Conclusões . . . . .	130
9.2 Sugestões para trabalhos futuros . . . . .	131
9.2.1 Introdução. . . . .	131
9.2.2 Sugestão 1 – Incorporação do circuito secundário. . . . .	131
9.2.3 Sugestão 2 – Melhoria do modelo do sistema . . . . .	131
9.2.4 Sugestão 3 – Estudo de métodos numéricos alternativos. . . . .	131
9.2.5 Sugestão 4 – Otimização de parâmetros de controle. . . . .	132
9.2.6 Sugestão 5 – Desenvolvimento de novas telas de interface gráfica . . . . .	132
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS . . . . .</b>	<b>133</b>

## APÊNDICE

1 *Compact Disk* contendo todos os arquivos que compõem o programa de simulação e um arquivo de texto com instruções para instalação e operação do programa.

## 1 – INTRODUÇÃO

### 1.1 - Motivação do trabalho

O objetivo de um sistema de controle em uma instalação nuclear é permitir que a mesma acompanhe as variações de carga exigidas, garantindo-se o retorno à condição de equilíbrio sem atingir nenhum limite de projeto. Para unidades termonucleares PWR (*Pressurized Water Reactor*) comerciais típicas, o sistema de controle deve ser projetado para operar seguramente no modo automático, suportando transientes em degraus de até  $\pm 10\%$  da potência nominal, com o reator operando entre 15 e 100 % de sua capacidade nominal [1, 2].

Definido o projeto básico da instalação em todos os seus aspectos, e, considerando-se os altos custos envolvidos e os rígidos critérios de segurança, torna-se fundamental o desenvolvimento de ferramentas adequadas para o estudo do sistema de controle incorporado à planta. Nesse contexto, apresentam-se os programas computacionais para simulação de transientes como os principais auxiliares para avaliação da estratégia de controle implementada, e para o estudo e determinação dos parâmetros estabelecidos nas diversas malhas e blocos de controle.

Considerando-se que um dos principais processos para determinação dos melhores ajustes para os parâmetros de controle é o de “busca exaustiva” [3], exigindo-se repetidas simulações, deve-se também considerar a necessidade de se construir simuladores que apresentem resultados com relativa rapidez e que sejam interativos, permitindo a alteração de dados estabelecidos no programa, principalmente aqueles associados às malhas de controle.

Além da aplicação ao estudo de sistemas de controle, pode-se adaptar ao programa uma interface homem-máquina adequada e transformá-lo numa importante ferramenta instrucional [4] para treinamento dos operadores e mantenedores da instalação.

### 1.2 - Objetivo do trabalho

O objetivo deste trabalho é apresentar o desenvolvimento de um programa computacional para permitir a simulação de transientes de variação de carga de uma planta nuclear típica do tipo PWR, de forma a permitir o estudo do sistema de controle do reator. O

programa foi elaborado para operar em microcomputadores pessoais e em ambiente Windows, com processador Pentium 100 ou superior.

Buscou-se, com o programa apresentado, o atendimento aos seguintes requisitos :

- a) Incorporação de um algoritmo de controle, considerando-se o esquema típico de blocos computacionais empregados em unidades do tipo PWR <sup>[1]</sup>;
- b) Visualização gráfica da resposta temporal à aplicação de um transiente de potência no circuito secundário, considerando-se as principais grandezas envolvidas no estudo do sistema de controle do reator tomando-se a planta em malha aberta ou com o sistema de controle incorporado.
- c) Interface para escolha do transiente a ser aplicado na simulação e para ajuste dos parâmetros e constantes dos blocos de controle.

Considerando-se a complexidade do trabalho, exigindo a aplicação de conhecimentos nas diversas áreas associadas a um sistema termonuclear, além da pesquisa dedicada ao desenvolvimento do software e escolha dos métodos numéricos, foram definidas condições de contorno e limitações para viabilizar o projeto. Em complemento às hipóteses simplificadoras apresentadas ao longo da dissertação, ficou estabelecido:

- a) O circuito primário é representado por um circuito refrigerante, constituído pelos equipamentos e tubulações mostrados na figura 1.1.
- b) Não foi considerado no programa nenhum equipamento ou sistema do circuito secundário. Desenvolveu-se apenas a modelagem matemática do circuito primário, utilizando-se como interface com o circuito secundário uma equação diferencial simplificada da temperatura do refrigerante no gerador de vapor, simulando a demanda de potência do circuito secundário.
- c) As equações matemáticas utilizadas foram rigorosamente baseadas em trabalhos apresentados na bibliografia de referência; e as discretizações definidas foram simplificadas sem perder a precisão exigida para o estudo.
- d) A vazão do circuito primário foi considerada constante durante o período de simulação.

A partir das leis básicas de conservação, foi desenvolvido um modelo matemático para cada componente considerado. Para o comportamento neutrônico do reator optou-se pela equação de cinética pontual; para o modelo termo-hidráulico do circuito aplicaram-se as leis

de conservação de massa e energia. No equacionamento do pressurizador considerou-se a aproximação com dois volumes de controle, o inferior com líquido saturado ou sub-resfriado e o superior com vapor saturado ou superaquecido. Não foram modelados os instrumentos incorporados às malhas de controle estudadas.

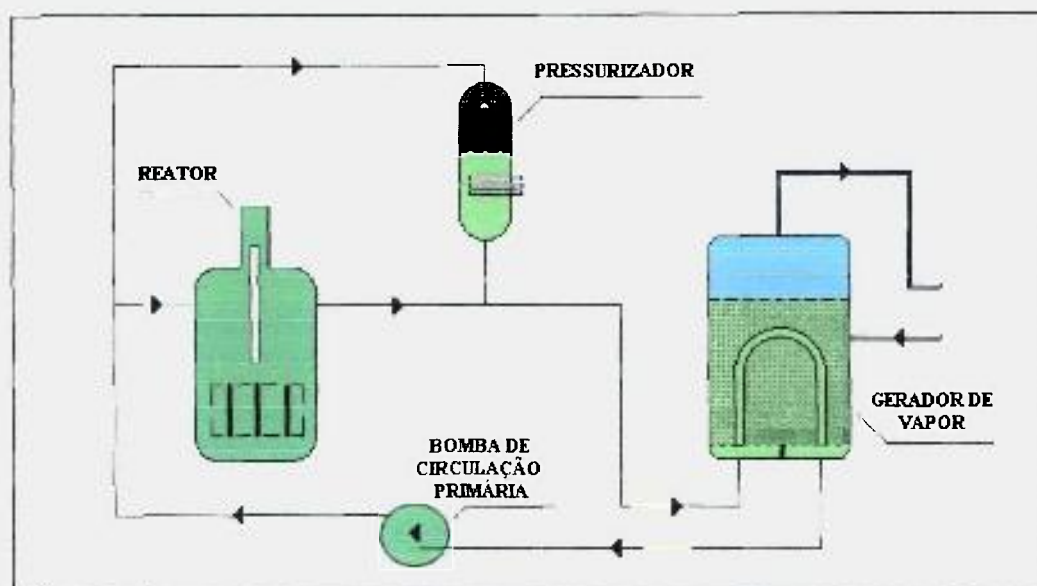


FIGURA 1.1 – Circuito primário simplificado

Para elaboração do programa computacional, ou o simulador propriamente dito, utilizou-se o software *Matlab*, (versão 5.1 – *Math Works Inc.*). Para integração do sistema de equações diferenciais resultantes do equacionamento dinâmico, foi utilizado o método de Runge-Kutta de ordem 4. A equação polinomial de reatividade da barra de controle foi obtida fazendo-se um ajuste de dados experimentais disponíveis.

### 1.3 - Organização da dissertação

Considerando-se desde a fase inicial da pesquisa bibliográfica até os testes finais do simulador, muitos estudos foram desenvolvidos nas diversas disciplinas envolvidas, gerando importante informação que, apesar de não ser apresentada no texto da dissertação, constituiu importante suporte para o desenvolvimento de cada capítulo.

O capítulo 2 apresenta um resumo da pesquisa realizada sobre a aplicação de simuladores na área nuclear, com ênfase nas diversas famílias de equipamentos e programas

computacionais existentes e os aspectos tecnológicos que determinaram o desenvolvimento observado nas últimas décadas.

Apresenta-se, nos capítulos 3 e 4, uma breve revisão teórica onde são destacados os aspectos associados à reatividade e estratégias de controle praticadas nas instalações nucleares típicas PWR. Desse capítulo busca-se o embasamento necessário para o estudo posterior, no capítulo 6, das equações e malhas de controle incorporadas ao simulador.

O modelo matemático do circuito primário é desenvolvido no capítulo 5. São apresentadas as equações dinâmicas, obtidas a partir das equações fundamentais de conservação, e o estudo completo do estado estacionário.

No capítulo 7 descreve-se o programa computacional em todos os seus aspectos. Apresenta-se a estrutura de software para operação do simulador e todas as telas de entrada e saída, destacando-se os procedimentos para modificação de dados, parâmetros de simulação e de controle, assim como os passos para seleção das variáveis de saída. Define-se o método numérico empregado para integração do sistema de equações dinâmicas e faz-se um breve comentário sobre as precisões de cálculo envolvidas.

Uma grande quantidade de simulações foi realizada, buscando-se avaliar qualitativamente os resultados apresentados pelo programa e estabelecer comparações com registros disponíveis e apresentados na literatura de referência. Uma comparação mais significativa é realizada com o software SIMPCO<sup>[5]</sup>. Todos os resultados, acompanhados de comentários e conclusões sobre o desempenho do programa, compõem o capítulo 8.

No capítulo 9 são apresentadas as conclusões finais sobre o trabalho desenvolvido e as sugestões para futuros trabalhos relacionados ao assunto, destacando-se a transformação do produto “*programa computacional de simulação*” em ferramenta de utilidade prática em organizações envolvidas com projetos termonucleares PWR.

## 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 - A simulação de sistemas.

A simulação é uma das mais importantes fases nas atividades de projeto e otimização de sistemas térmicos. Dispõe-se, para simulação de sistemas, fundamentalmente três ferramentas<sup>[3, 6]</sup>, a saber: (1) Métodos analíticos; (2) Métodos numéricos ou experimentação numérica; e (3) Experimentação em laboratório.

Os métodos analíticos e numéricos formam a classe dos métodos teóricos, pois ambos objetivam resolver equações diferenciais. A diferença está apenas na complexidade da equação que cada método pode atacar. Os métodos analíticos são aplicáveis em problemas onde soluções exatas são possíveis e determinadas<sup>[3, 6]</sup>, porém muitas vezes exigem simplificações que, dependendo da magnitude do transiente aplicado, podem alterar significativamente o resultado final.

No caso específico de sistemas termonucleares, a experimentação em laboratório ou a realização de protótipos, implica em altíssimos custos e tem suas metas limitadas por questões óbvias associadas à segurança, e a aplicação dos métodos analíticos torna-se impraticável por conta da complexidade das equações envolvidas. Dessa forma, a experimentação numérica apresentou-se como a melhor alternativa ao estudo de sistemas termonucleares, sendo imprescindível especialmente para o estudo do comportamento dinâmico e para análise de segurança da instalação<sup>[2, 6]</sup>.

O aperfeiçoamento dos modelos matemáticos utilizados no estudo de sistemas nucleares deveu-se, principalmente, ao grande desenvolvimento experimentado pelos métodos numéricos e aos avanços tecnológicos na área computacional. No caso específico do estudo do sistema de controle de plantas PWR, a modelagem dinâmica tornou-se extremamente importante a partir do aumento significativo da participação da energia elétrica de origem termonuclear em determinados pontos do sistema elétrico americano<sup>[2]</sup>.

Relacionados à simulação numérica de sistemas termonucleares para geração de energia elétrica, observam-se, na bibliografia estudada, três grandes grupos de programas computacionais, a saber: (1) Programas para estudo termo-hidráulico, que são dedicados à

análise de segurança e licenciamento das instalações; (2) Simuladores para treinamento de operadores e mantenedores da instalação; e (3) Programas dedicados ao estudo do sistema de controle.

## **2.2 – Programas computacionais para estudo termo-hidráulico**

As rígidas exigências para certificação do projeto e licenciamento de uma planta nuclear estabelecem a necessidade da utilização de poderosos programas computacionais para simulação e análise de segurança. A eficácia de tais códigos é garantida pela aplicação de uma técnica de solução consistente com discretização contemplando um grande número de nodos ou volumes de controle. Normalmente, um sistema de equações diferenciais parciais é constituído a partir da aplicação das equações de conservação de energia, massa e quantidade de movimento; observando-se os domínios temporal e espacial <sup>[7]</sup>.

A comissão americana NRC (*U.S. Nuclear Regulatory Commission*), responsável pela aprovação da construção e operação de plantas nucleares de potência, realiza análise de segurança das instalações tipo PWR utilizando como softwares básicos os programas de simulação RELAP5 (*Reactor Leak Analysis Program*) e TRAC (*Transient Reactor Analysis*). Em função da quantidade de cálculos envolvidos e da precisão exigida, os tempos de processamento para simulação normalmente são muito longos <sup>[7]</sup>.

Incorporam-se ao grupo de programas para estudo termo-hidráulico, os códigos computacionais desenvolvidos pelo projetista ou fabricante, e destinados especificamente para uma determinada instalação. Tais programas normalmente são de uso exclusivo do proprietário <sup>[8]</sup>.

Um programa desenvolvido por *S. Levy Incorporated*, denominado MC-PWR é apresentado como alternativa aos programas utilizados pelas agências controladoras internacionais. É destacada pelo autor a flexibilidade para configuração da planta em estudo, podendo-se constituir um sistema PWR com até quatro circuitos refrigerantes, e com carregamento de dados através de telas de interface de fácil operação. São apresentados resultados satisfatórios em confronto com o programa RELAP5, para um transiente de ruptura de tubo do gerador de vapor <sup>[8]</sup>.

Programas específicos para o estudo termo-hidráulico tri-dimensional no interior do reator, tais como o COBRA e o THERMIT, envolvem um equacionamento complexo e



detalhado que busca representar as características específicas de escoamento do refrigerante em todo o vaso para que se obtenha, dentre outros resultados, a distribuição espacial de potência no combustível. Baseando-se nos programas citados, E. Cabral e J. Meyer desenvolveram um programa simplificado, com a proposta de cálculo termo-hidráulico tri-dimensional em “tempo real” e incorporando no modelo os efeitos de relocação e “*cracking*” do combustível. O modelo foi validado através da comparação com dados reais obtidos a partir de transientes operacionais [9].

### 2.3 – Programas computacionais para treinamento de pessoal

O principal recurso instrucional para formação de operadores de centrais term nucleares ainda é o tradicional “simulador”, cuja característica principal é a reprodução fiel da sala de controle da instalação. Programas dedicados, com processamento preferencialmente em tempo real, são desenvolvidos e instalados no simulador. O realismo que se busca através deste tipo de simulador permite a formação integrada de toda a equipe, familiarizando cada operador com os procedimentos de supervisão e controle da planta. Por outro lado, o aprendizado fica limitado às condições específicas e possibilidades de manobra da unidade reproduzida.

Associando-se as necessidades de redução de custos e de melhoria do desenvolvimento cognitivo do operador, foram desenvolvidos os denominados simuladores compactos avançados. Além do conjunto de programas computacionais normalmente presentes nos simuladores tradicionais, os equipamentos compactos têm a característica interativa, permitindo a modificação temporária de inúmeros coeficientes de projeto e de parâmetros de controle da instalação estudada [4].

O simulador compacto avançado instalado no “*Japan Atomic Power Company’s Training Center*” em 1989, tem sido utilizado com sucesso no treinamento e capacitação de operadores e mantenedores. No mesmo equipamento, utilizando-se o recurso de painéis mimicos rotativos para se buscar a semelhança com a instalação real, configura-se um dentre três projetos de plantas nucleares. Um sistema de monitores gráficos de alta resolução completa o visual do equipamento. Além dos três módulos de programas computacionais correspondentes aos modelos das plantas que estão incorporadas ao simulador, um conjunto de programas especializados está integrado para garantir a precisão e a rapidez da simulação.

Para o cálculo termo-hidráulico utiliza-se o código SMABRE, que incorpora as sub-rotinas para simulação dos principais acidentes postulados <sup>[4]</sup>.

A “*International Atomic Energy Agency*” (IAEA) tornou disponível a seus membros, em 1997, um conjunto instrucional importante para auxiliar no programa de formação de pessoal de instalações termonucleares. Esse material, denominado “*Advanced Reactor Simulation*” (ARS) constitui-se de um programa computacional de simulação em tempo real, realizado para operar em microcomputadores com processadores 486 ou superior. No “*menu*” principal do programa, seleciona-se uma dentre as instalações: (1) Reator de água pressurizada (PWR) típico, com geradores de vapor com tubos em “U”; (2) Reator de água pressurizada (PWR) com geradores de vapor horizontais (VVER); (3) Reator de água pressurizada (PWR) com sistema passivo de segurança ou, pela denominação comercial, AP600 (*Westinghouse Electric Corporation*); (4) Reatores BWR (*Boiling Water Reactor*); e (5) Reatores pressurizados com água pesada (PHWR). Para cada instalação, estão definidos os possíveis transientes para simulação. Embora o programa não permita a modificação de coeficientes de projeto ou de parâmetros dos sistemas de controle e de segurança associados a cada planta simulada, o usuário (treinando) interage durante a simulação atuando em válvulas e bombas do sistema, na mesma tela onde são visualizadas as principais grandezas associadas à operação e segurança da instalação <sup>[10]</sup>.

#### 2.4 – Programas computacionais para estudo do sistema de controle

Considerando-se as características típicas de atuação do controle automático de um reator PWR <sup>[1,3]</sup>, com limite de  $\pm 10\%$  para variação instantânea de carga e de  $\pm 15\%$  /min para variação de carga em rampa, é possível o estudo do comportamento dinâmico da planta utilizando-se um modelo matemático mais simplificado comparando-se com os modelos incorporados aos programas destinados ao estudo termo-hidráulico e análise de segurança <sup>[2]</sup>. Inúmeras contribuições estão disponíveis enfocando a utilização de programas computacionais ao estudo do sistema de controle de instalações nucleares, sendo a maioria desses desenvolvimentos associada a instalações e objetivos específicos.

Em 1975, Kerlin et al. <sup>[11]</sup> desenvolveram um modelo linear para análise dinâmica da central nuclear H. B. Robinson. Basicamente, o modelo é constituído por um conjunto de equações diferenciais ordinárias de primeira ordem. Os resultados do modelo, utilizando

Para o cálculo termo-hidráulico utiliza-se o código SMABRE, que incorpora as sub-rotinas para simulação dos principais acidentes postulados <sup>[4]</sup>.

A “*International Atomic Energy Agency*” (IAEA) tornou disponível a seus membros, em 1997, um conjunto instrucional importante para auxiliar no programa de formação de pessoal de instalações termonucleares. Esse material, denominado “*Advanced Reactor Simulation*” (ARS) constitui-se de um programa computacional de simulação em tempo real, realizado para operar em microcomputadores com processadores 486 ou superior. No “*menu*” principal do programa, seleciona-se uma dentre as instalações: (1) Reator de água pressurizada (PWR) típico, com geradores de vapor com tubos em “U”; (2) Reator de água pressurizada (PWR) com geradores de vapor horizontais (VVER); (3) Reator de água pressurizada (PWR) com sistema passivo de segurança ou, pela denominação comercial, AP600 (*Westinghouse Electric Corporation*); (4) Reatores BWR (*Boiling Water Reactor*) ; e (5) Reatores pressurizados com água pesada (PHWR). Para cada instalação, estão definidos os possíveis transientes para simulação. Embora o programa não permita a modificação de coeficientes de projeto ou de parâmetros dos sistemas de controle e de segurança associados a cada planta simulada, o usuário (treinando) interage durante a simulação atuando em válvulas e bombas do sistema, na mesma tela onde são visualizadas as principais grandezas associadas à operação e segurança da instalação <sup>[10]</sup>.

#### 2.4 – Programas computacionais para estudo do sistema de controle

Considerando-se as características típicas de atuação do controle automático de um reator PWR <sup>[1,3]</sup>, com limite de  $\pm 10\%$  para variação instantânea de carga e de  $\pm 15\%$  /min para variação de carga em rampa, é possível o estudo do comportamento dinâmico da planta utilizando-se um modelo matemático mais simplificado comparando-se com os modelos incorporados aos programas destinados ao estudo termo-hidráulico e análise de segurança <sup>[2]</sup>. Inúmeras contribuições estão disponíveis enfocando a utilização de programas computacionais ao estudo do sistema de controle de instalações nucleares, sendo a maioria desses desenvolvimentos associada a instalações e objetivos específicos.

Em 1975, Kerlin et al. <sup>[11]</sup> desenvolveram um modelo linear para análise dinâmica da central nuclear H. B. Robinson. Basicamente, o modelo é constituído por um conjunto de equações diferenciais ordinárias de primeira ordem. Os resultados do modelo, utilizando

transientes inferiores a 1,5 % da potência nominal, foram considerados satisfatórios quando comparados com os dados reais levantados a partir de transientes gerados na instalação.

O modelo adotado por Kerlin et al. <sup>[11]</sup> foi apresentado por equações de variáveis de estado, na forma geral:

$$\frac{dx(t)}{dt} = Ax(t) + f(t) \quad (2.1)$$

onde:  $x(t)$  é o vetor solução;

$A$  é a matriz com coeficientes constantes; e

$f(t)$  é o vetor de entradas forçadas ou de excitação.

Essa representação é conveniente ao estudo de controle por apresentar as seguintes vantagens:

(1) A solução numérica é facilmente realizável; (2) A matriz de coeficientes pode ser utilizada para análise de estabilidade, análise de resposta transitória e análise de resposta em frequência; (3) A incorporação de modelos de sistemas de controle é de fácil realização; e, (4) É a formulação compatível com a moderna teoria de controle. Logicamente, a consideração de linearidade do sistema estabelece limitações importantes à validade do modelo.

No programa de simulação SIMPCO <sup>[5]</sup> observa-se um modelo matemático mais complexo, contemplando dois circuitos refrigerantes e discretizações com muitos volumes de controle. Na equação de potência do reator, a reatividade é corrigida a cada intervalo de integração, considerando-se a realimentação por conta das variações de temperatura do combustível e do refrigerante. Para integração numérica foi utilizado o método de Runge-Kutta de ordem 4. Realizado em linguagem de programação Pascal, o programa SIMPCO apresenta telas específicas para configuração da simulação e entrada de dados relativos à parametrização do sistema de controle. A modificação dos coeficientes de projeto da instalação simulada exige interferência nos arquivos internos do programa. O programa não dispõe de nenhuma ferramenta específica para análise do desempenho do sistema de controle, além das saídas gráficas e registros na forma de vetores de todas as variáveis estabelecidas no equacionamento dinâmico.

Num desenvolvimento interessante, que visa a obtenção de um projeto otimizado para o sistema de controle de um reator nuclear, com a aplicação da moderna teoria de controle e a eliminação dos erros estabelecidos pelas linearizações normalmente realizadas, J. Bernard <sup>[12]</sup> sugere a utilização da equação do período do reator para representar o seu comportamento

dinâmico. O modelo proposto é obtido a partir da diferenciação e manipulação das equações que regem o fluxo de nêutrons e a concentração de precursores de nêutrons, que são as equações normalmente utilizadas no estudo dinâmico do reator. A equação final do período apresenta-se na forma da equação (2.1), com  $f(t)=0$  ;  $x = [ x_1 \ x_2 ] = [ n \ \dot{n} ]$  ; onde  $n$  é a potência do reator.

No trabalho apresentado por M. Naghedolfeizi e B. Upadhyaya <sup>[13]</sup>, um estudo do sistema de controle de uma planta típica PWR é realizado utilizando-se 2 programas simuladores. O primeiro programa, denominado LSPWR, foi desenvolvido a partir de modelo matemático linear com parâmetros concentrados. O segundo programa, denominado NSPWR, considera um modelo não linear para toda a instalação. Como base computacional do programa LSPWR utilizou-se o software MATRIXx, enquanto que o programa NSPWR foi elaborado a partir do software ACSL (*Advanced Continuous Simulation Language*). Simulações utilizando os dois programas foram realizadas, enfocando-se o estudo no comportamento das variáveis associadas ao gerador de vapor; observando-se que nos dois modelos incorporou-se um controle de nível a três elementos (nível, vazão de água e vazão de vapor). Os resultados apresentados indicam que o modelo linear apresenta bons resultados para perturbações máximas de 15%, realizadas na válvula de vapor principal.

Finalizando este capítulo, deve-se destacar que, na bibliografia estudada, não foi encontrado nenhum trabalho incorporando ao programa computacional técnicas de análise da eficiência ou de otimização do sistema de controle. Logicamente, o desenvolvimento desses algoritmos exige uma formulação do modelo compatível com a teoria de controle moderno e com a teoria de controle ótimo, com identificação clara das respostas desejadas do sistema e dos índices de desempenho <sup>[14]</sup>. Esse estudo seria viável se a planta sob análise incorporasse um sistema de controle avançado. J. Bernard <sup>[12]</sup> associa a relutância da indústria nuclear para incorporar controles avançados, à ausência ou poucos estudos na área, especialmente quanto às definições dos índices de performance e das respostas desejadas do sistema.

### 3 - PLANTAS TERMONUCLEARES TIPO PWR

#### 3.1 - Introdução <sup>[15]</sup>

Nos reatores de água pressurizada (*PWR – Pressurized Water Reactor*), a água realiza as múltiplas funções de refrigerante, moderador e refletor. Na condição de refrigerante, a água apresenta-se como um excelente fluido para transferência de calor, com todas as propriedades físicas e termodinâmicas bem conhecidas. Na maioria dos circuitos PWR existentes no mundo utiliza-se a água denominada “leve”, que é a água com composição molecular mais comumente encontrada na natureza. A água denominada “pesada”, utilizada especialmente em reatores canadenses, apresenta na sua composição molecular o elemento hidrogênio modificado com o acréscimo de um nêutron ( ${}^2_1H$ : deutério). A grande vantagem da água pesada sobre a água leve refere-se à sua característica de baixa absorção de nêutrons, o que possibilita a utilização de urânio natural como combustível; por outro lado, a produção de água pesada é difícil e envolve altos custos, justificando-se assim a utilização da água leve e operando-se o reator com combustível levemente enriquecido. Neste trabalho, o fluido “água” refere-se exclusivamente à água leve; e, a função de moderação, refere-se à redução do estado energético dos nêutrons até a condição para fissão térmica.

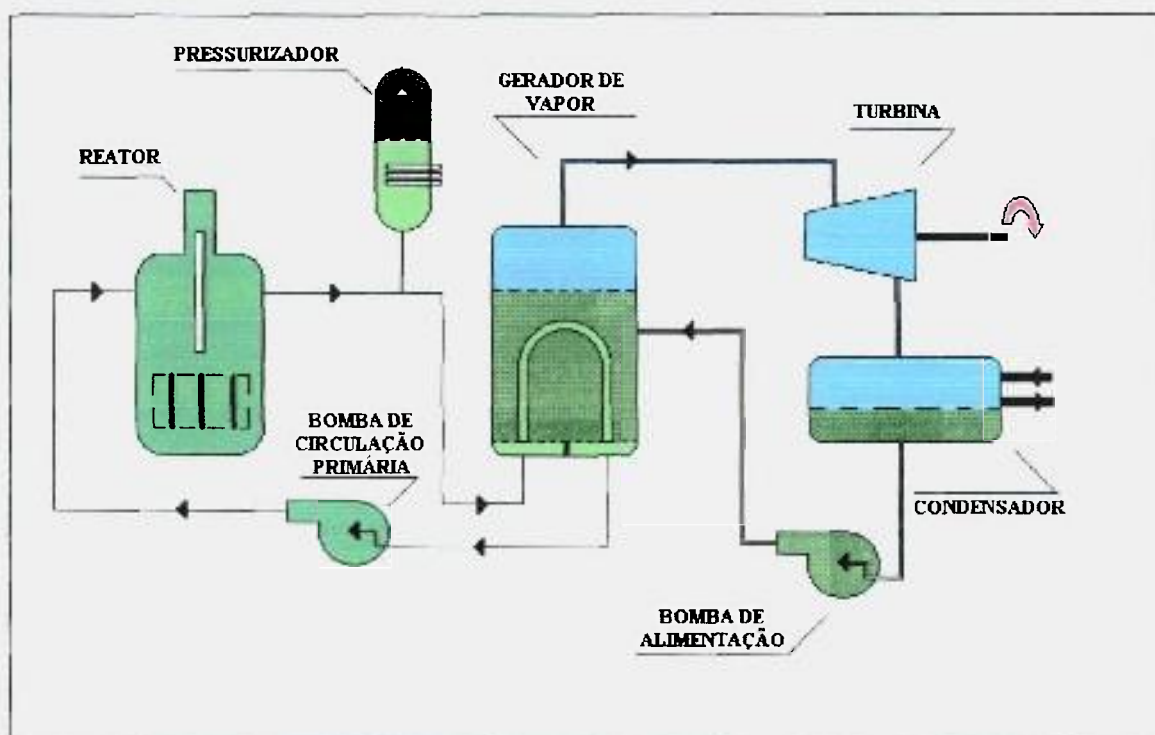
#### 3.2 - Instalação PWR típica – Descrição funcional <sup>[1, 2, 15- 17]</sup>

##### 3.2.1– Fluxograma Básico para estudo dinâmico

A figura 3.1 mostra o diagrama esquemático de uma instalação termonuclear típica com circuito de água pressurizada (PWR). O circuito refrigerante pressurizado, também denominado “circuito primário”, compreende o reator, o pressurizador, a bomba de circulação e o gerador de vapor; sendo este último equipamento a interface entre o circuito primário e o circuito denominado “secundário”. O circuito secundário assemelha-se a uma instalação convencional a vapor, operando com água leve como fluido de trabalho e obtendo do circuito primário, através de transferência de calor no gerador de vapor, a energia necessária para o

ciclo. Os equipamentos principais desse circuito são a turbina, o condensador, a bomba de alimentação e o lado secundário do gerador de vapor.

Além dos componentes mostrados na figura 3.1, são muitos os sistemas auxiliares que compõem a planta, estando interligados diretamente aos processos termo-hidráulicos indicados. Entre eles destacam-se os sistemas de resfriamento secundários, sistemas de tratamento e realimentação e, principalmente, os sistemas relativos à segurança da instalação.



*FIGURA 3.1 – Diagrama esquemático de uma instalação com circuito PWR*

### 3.2.2 – Circuito Primário

A tubulação interligando os equipamentos do circuito primário recebe denominação específica dependendo do trecho considerado. A “perna quente” compreende a tubulação entre a saída do reator e a entrada do gerador de vapor; conseqüentemente, a “perna fria” é representada pela interligação da saída do gerador de vapor até a entrada do reator. A bomba de circulação, normalmente do tipo centrífuga e acionada por um motor de indução com rotação constante, é responsável pela manutenção da vazão do circuito. Observe-se que a bomba de circulação está instalada na perna fria e o pressurizador na perna quente.

### 3.2.2.1 – O reator

O reator é um vaso cilíndrico, que contém o núcleo de combustível, as barras de controle, as fontes de nêutrons, barras de veneno queimável e instrumentação interna do núcleo, além de elementos estruturais e de suporte. O refrigerante entra no vaso por bocais laterais localizados na parte superior e flui para baixo, ocupando o espaço entre o vaso do reator e o barril do núcleo; do fundo do vaso o refrigerante é direcionado para cima, passando por orifícios existentes no fundo do barril e posteriormente pela superfície dos elementos combustíveis, onde o calor é removido. Os bocais de saída situam-se na mesma cota dos bocais de entrada, em posições diametralmente opostas.

Na maioria dos reatores tipo PWR os elementos combustíveis são constituídos por conjuntos de varetas cilíndricas, onde cada vareta contém em seu interior pastilhas de dióxido de urânio ( $UO_2$ ) com grau de enriquecimento variando de 1,5 a 3,0 %.

As barras de controle são constituídas por materiais absorvedores de nêutrons, e, operam sob comando externo movendo-se em canais entre as varetas dos elementos combustíveis.

### 3.2.2.2 – O pressurizador

O pressurizador tem as funções de manter a pressão no circuito primário e de acomodar as mudanças de volume de água ocasionadas pelas variações de temperatura. A pressão no circuito, da ordem de 140 bar, deve ser mantida em valores suficientemente altos para evitar a mudança de fase, ou vaporização, da água.

O pressurizador é um vaso de pressão cilíndrico vertical, acoplado à perna quente através de uma tubulação denominada “linha de surto”, e que contém como internos principais os conjuntos de aquecedores e as válvulas de aspersão. Esse vaso de pressão opera com água na parte inferior e vapor saturado na parte superior. O vapor pode expandir ou contrair-se para acomodar as mudanças de volume que acompanham as variações de temperatura do circuito. Por meio de válvulas apropriadas, a água proveniente da perna fria é aspergida sobre a região de vapor e força a condensação, causando redução na pressão. O incremento de calor através de aquecedores elétricos gera mais vapor e acarreta um aumento na pressão. A operação desses equipamentos e a malha de controle associada são estudadas detalhadamente no próximo capítulo.



### 3.2.2.3 – O gerador de vapor

O gerador de vapor é o equipamento de interface entre os circuitos primário e secundário, sendo responsável pela transferência da energia do refrigerante do reator para o fluido de trabalho. Nos projetos de instalações nucleares PWR utilizam-se os geradores de vapor do tipo “*once-through*”<sup>[2]</sup> ou equipamentos do tipo “carcaças verticais com tubos em U”. Neste trabalho consideram-se apenas os geradores com tubos em U.

No gerador de vapor com tubos em U, o refrigerante entra por um bocal situado na base inferior do equipamento, flui através dos tubos em U invertidos e sai por um segundo bocal também situado na base inferior. A base inferior é dividida em duas partes por meio de uma placa de separação, que se constituem nas câmaras de entrada e de saída do refrigerante. A água do circuito secundário entra no gerador de vapor por bocais laterais e, o vapor gerado deixa o vaso por um bocal de saída localizado na parte superior. Defletores e dispositivos especiais são instalados no interior do vaso, com a finalidade de separar a umidade presente e aumentar o título de vapor que será expandido na turbina.

### 3.2.3 – Circuito Secundário

Não sendo o circuito secundário incorporado ao simulador objeto deste trabalho, busca-se nesta seção, a apresentação de um conjunto mínimo de informações que são necessárias para a compreensão de aspectos importantes relacionados ao estudo da estratégia de controle do reator e das malhas associadas ao gerador de vapor.

O circuito secundário de uma planta típica PWR, conforme mostrado na figura 3.1, comporta-se como o ciclo de uma instalação termoelétrica convencional, onde se tem como fonte de vapor o equipamento denominado gerador de vapor. Na turbina, o vapor é expandido, produzindo o trabalho solicitado pelo eixo de acoplamento com o gerador elétrico. O retorno do fluido de trabalho à condição líquida é realizado no condensador principal, onde o lado dos tubos do equipamento está ligado a um subsistema fechado composto por bombas de circulação e uma torre de resfriamento de alta capacidade. Na figura 3.1 representou-se o retorno de condensado ao gerador de vapor através de uma única bomba, o que não representa a realidade das instalações comerciais. Normalmente duas (ou mais) bombas retiram a água do poço do condensador e alimentam a sucção das bombas de alimentação do gerador de vapor.

Entre os dois estágios de bombeamento localizam-se pré-aquecedores de água que utilizam como fonte de calor extrações de vapor da turbina.

O circuito secundário pode ser projetado para operar com pressão fixa ou variável, dependendo do critério de projeto e da estratégia de controle adotada para o reator, conforme discutido na seção 4.2. As plantas nucleares comerciais geralmente operam com pressão secundária variável, sendo a pressão uma função da potência, com valores normalmente na faixa entre 60 e 40 bar.

### 3.3 – Reatividade <sup>[17-20]</sup>

A condição básica para o controle da potência de um reator nuclear é o controle da reatividade, ou seja, o controle da população de nêutrons. A reatividade, com símbolo ‘ $\rho$ ’, é definida como:

$$\rho = \frac{K_{eff} - 1}{k_{eff}} \quad (3.1)$$

onde :

$$k_{eff} = \frac{\text{número de nêutrons produzidos em uma geração}}{\text{número de nêutrons produzidos na geração precedente}} \quad (3.2)$$

O fator de multiplicação “ $K_{eff}$ ”, resultado de um produto de fatores associados às propriedades dos materiais e à geometria do núcleo do reator, determina o estado do sistema.

Ou seja :

$k_{eff} = 1$  : Reator na condição crítica ou em regime de operação com potência constante;

$k_{eff} > 1$  : Reator na condição supercrítica ou com potência crescente;

$k_{eff} < 1$  : Reator na condição subcrítica ou com potência decrescente.

A principal ferramenta utilizada para o controle da reatividade de um reator nuclear é a movimentação das barras de controle. A introdução das barras de controle representa uma inserção de reatividade negativa, e a remoção das barras de controle representa uma inserção de reatividade positiva.

Do total de nêutrons existentes no reator num dado instante, uma pequena fração  $\beta$  é estabelecida com atraso no tempo, sendo designados como “nêutrons atrasados”. Os nêutrons atrasados são o resultado do decaimento de fragmentos de fissão instáveis e se constituem em importante fator para o controle do reator, como poderá ser verificado no desenvolvimento da equação dinâmica, apresentado no capítulo 5. O total de nêutrons atrasados é resultado da soma de frações parciais  $\beta_i$ , correspondentes a grupos específicos de nêutrons precursores com constantes de decaimento  $\lambda_i$  e concentrações  $C_i$  correspondentes; ou seja :

$$\beta = \sum_{i=1}^m \beta_i \quad (3.3)$$

onde  $m$  é o número de grupos de nêutrons precursores.

### 3.3.1 – Efeitos que determinam a variação na reatividade do reator

Além da inserção e retirada de reatividade por ações externas de controle, através do movimento de barras absorvedoras de nêutrons ou da modificação na concentração de absorvedores de nêutrons diluídos no refrigerante, como será visto no próximo capítulo, outros fatores atuam alterando a geração de nêutrons no núcleo do reator. Os principais efeitos que interferem diretamente na taxa de geração de nêutrons, e que serão abordados nesta seção são listados a seguir:

- (a) Variação nas temperaturas do combustível e do refrigerante;
- (b) Variação da pressão no circuito primário e formação de vazios; e,
- (c) Variação na concentração de produtos de fissão.

### 3.3.2 - Efeitos da variação de temperatura na reatividade do reator

Nos reatores PWR, a variação de temperatura do circuito atua como realimentação para o restabelecimento da nova condição de potência do reator, ou seja, aumentando-se a temperatura do sistema por conta de uma rejeição de carga a reatividade diminui; no caso contrário, da diminuição de temperatura por incremento de carga, a reatividade aumenta. Esse efeito, representado por coeficientes de reatividades negativos, estabelece um controle intrínseco ao reator.

Os efeitos de realimentação negativa ocorrem tanto no moderador quanto no combustível, e se apresentam de forma não linear em ambos os casos. O aumento da

temperatura da água reduz a moderação dos nêutrons gerados e, em consequência, aumentam as probabilidades de absorção e de fuga de nêutrons. No caso específico do combustível, ocorre o denominado efeito “*Doppler*” [18, 20], caracterizado pela variação da banda energética de absorção de nêutrons térmicos.

No modelo matemático apresentado, foram considerados os fatores de reatividade do refrigerante e do combustível, sendo ambos representados por equações polinomiais de segundo grau tendo como variável as correspondentes temperaturas.

### **3.3.3 - Efeitos da variação de pressão e formação de vazios na reatividade do reator**

Em reatores moderados à água, como o caso do PWR, pode ocorrer a formação de vazios ou bolhas de vapor que, conseqüentemente, geram o aumento da probabilidade de escape de nêutrons. Considerando-se um projeto bem realizado, a probabilidade de formação de vazios somente será significativa por descontrole na pressão do sistema, quando então poderão surgir bolhas de vapor dentro do núcleo. Em geral, a diminuição na pressão aumenta a taxa de formação de bolhas (vazios), e diminui a reatividade do reator.

### **3.3.4 - Variação na concentração dos produtos de fissão <sup>[1]</sup>**

O aumento da concentração de produtos de fissão reduz a reatividade do núcleo devido à característica de absorção de nêutrons apresentada por vários desses elementos. Os principais produtos de fissão absorvedores de nêutrons são o Xenônio (<sup>135</sup>Xe) e o Samário (<sup>149</sup>Sm), sendo que o primeiro é caracterizado por apresentar uma probabilidade de absorção de nêutrons térmicos cerca de 50 vezes a do segundo, e em torno de 5000 vezes maior que a probabilidade de absorção de nêutrons térmicos pelo isótopo 235 do Urânio (<sup>235</sup>U).

Para manter o reator operando na condição de regime, ou com potência contínua, uma reatividade adicional deve ser estabelecida pela retirada das barras de controle para compensar a redução de reatividade causada pelos produtos de fissão no combustível. O efeito do Xenônio, principalmente, é mais pronunciado quando o reator é desligado após longo período de operação à plena carga. O religamento da unidade exige cuidados especiais visto que é observado um forte incremento na concentração de <sup>135</sup>Xe até cerca de 10 horas após o desligamento do reator. Neste trabalho, os efeitos do Xenônio e do Samário não serão considerados, visto que os tempos de simulação envolvidos são relativamente rápidos e as

premissas para o projeto do sistema de controle consideram transientes admissíveis na faixa de  $\pm 10\%$  da potência nominal, com o reator operando em regime acima de 15% da potência nominal.

## **4 - O CONTROLE EM CENTRAIS NUCLEARES COM REATORES TIPO PWR**

### **4.1 – Introdução**

#### **4.1.1 – Considerações gerais sobre controle de reatividade [1, 19]**

Conforme explicitado no capítulo inicial deste trabalho, o sistema de controle de um reator PWR deve ser projetado para garantir a operação automática da instalação seguindo variações de carga de até  $\pm 10\%$  da potência nominal, considerando-se a planta operando acima de  $15\%$  da potência nominal. Para atender essas oscilações de potência, as barras de controle são os únicos elementos utilizados para atuação direta na correção da reatividade.

Considerando-se o projeto da instalação nuclear como um todo, observa-se que existem outros recursos para controle da reatividade, em geral para compensar as variações de “longo prazo” relacionadas principalmente com a distribuição interna e queima do combustível, assim como para garantir a condição subcrítica durante os processos de recarga e de parada prolongada do reator. Os principais meios utilizados para esse fim são a instalação de barras de “veneno queimável” no interior do reator e a adição de ácido bórico no refrigerante. O boro é um elemento químico com propriedade de absorver nêutrons e, na forma de ácido bórico, é dissolvido na água do refrigerante e tem sua concentração controlada durante todo o período de operação do reator, sendo adicionado com maior intensidade por ocasião das paradas para recarga ou manutenção. Veneno queimável é a designação dada para materiais absorvedores de nêutrons colocados em posições pré-determinadas do núcleo. Normalmente, as barras com veneno queimável possuem ampolas de silicato de boro, estrategicamente posicionadas, de forma a permitir uma uniformização na densidade de potência, e a compensação da queima de material fissil ao longo da operação do reator.

#### **4.1.2 – Barras de Controle [1, 19]**

As barras de controle constituem-se no recurso adequado ao ajuste da reatividade durante as variações de potência do sistema. Cada barra ou elemento de controle de um reator

do tipo PWR é constituído por varetas metálicas fabricadas com elementos absorvedores de nêutrons, normalmente ligas de Prata-Índio-Cádmio ou Háfnio metálico, ou ainda, pó de carbeto de boro compactado. A quantidade de elementos, o posicionamento e o curso de cada um no reator é condição específica de cada projeto; podendo existir variações construtivas entre elementos com relação ao grau de preenchimento com material absorvedor.

O desenvolvimento de mecanismos de acionamento das barras de controle em reatores PWR teve como principal dificuldade a barreira física imposta pelo vaso do reator, uma vez que a haste que fica acoplada ao elemento deve permanecer no seu interior. Um dos principais sistemas em utilização é o “*magnetic-jack*”, mostrado na figura 4.1, e que funciona baseado na aplicação de campos magnéticos em materiais ferromagnéticos.

O mecanismo de acionamento é composto por três bobinas, a saber: móvel, estacionária e de içamento. A barra é mantida em qualquer posição pela alimentação da bobina estacionária. Para execução de um passo de subida ou de descida da barra, alimenta-se, na seqüência correta, as três bobinas de acionamento, conforme resumido no quadro 4.1. A variação da velocidade de movimentação de barras é feita alterando-se o tempo de espera entre um passo e o outro.

Outro mecanismo de acionamento de barras de grande aplicação em reatores tipo PWR é o “*roller-nut*”, que utiliza o mesmo princípio de operação dos mecanismos do tipo “*magnetic-jack*”. O “*roller-nut*” possui, ao invés de bobinas independentes, um estator com várias espiras, colocadas em volta do mecanismo. Um rotor bipartido, fabricado em material ferromagnético, acopla-se auxiliado por roletes a um fuso existente na haste suporte da barra de controle e, de acordo com o sentido de rotação determinado pela corrente estatórica, movimenta o conjunto de varetas para inserção ou retirada de reatividade.

Além do tipo de mecanismo utilizado, outras estratégias associadas ao quantitativo de barras e modos de operação do sistema, determinam uma melhor performance do sistema e permitem um controle adequado do reator às variações de potência. No desenvolvimento do modelo do reator e das equações de controle – capítulos 5 e 6 – são apresentadas as características do sistema de controle de barras inserido no programa de simulação.

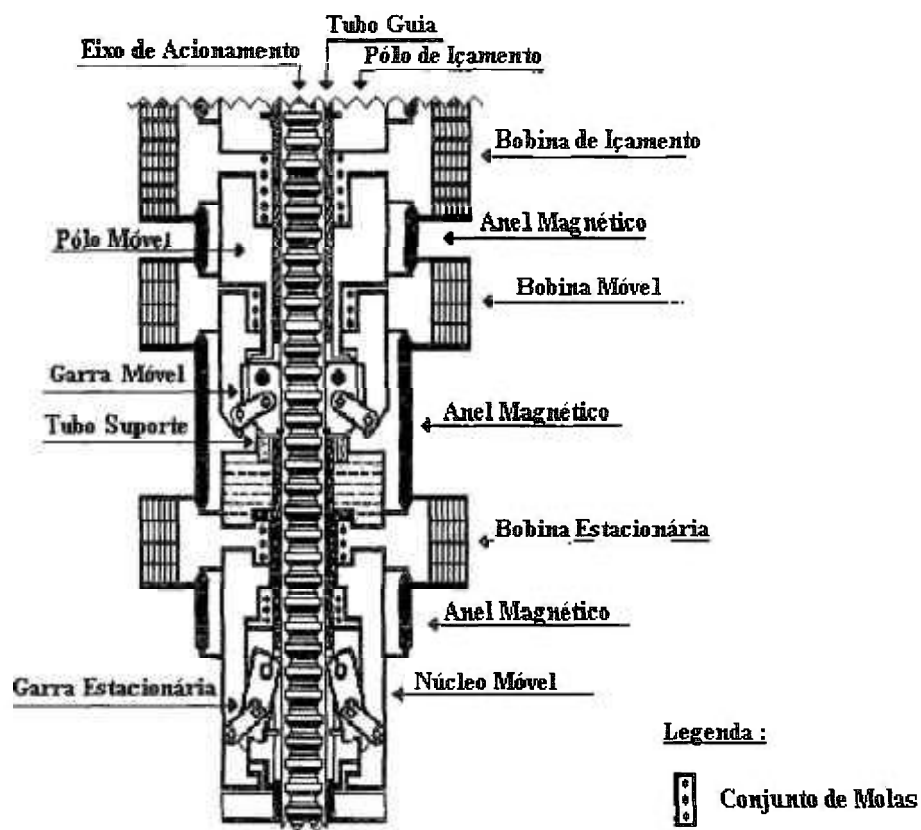


FIGURA 4.1 – Mecanismo de acionamento de barras do tipo “Magnetic – Jack”  
 Fonte: Manual de treinamento Westinghouse – UTE Angra I

MOVIMENTO DO EIXO	SEQUÊNCIA DE ENERGIZAÇÃO / DESENERGIZAÇÃO DE BOBINAS
SUBIDA	(1)ENERGIZA MÓVEL, (2)DESENERGIZA ESTACIONÁRIA, (3)ENERGIZA IÇAMENTO, (4)ENERGIZA ESTACIONÁRIA, (5)DESENERGIZA MÓVEL, (6)DESENERGIZA IÇAMENTO
DESCIDA	(1)ENERGIZA IÇAMENTO, (2)ENERGIZA MÓVEL, (3)DESENERGIZA ESTACIONÁRIA, (4)DESENERGIZA IÇAMENTO, (5)ENERGIZA ESTACIONÁRIA, (6)DESENERGIZA MÓVEL

QUADRO 4.1 – Sequência de energização/desenergização de bobinas para movimentação da barra de controle em  $\pm 1$  passo.

#### 4.1.3 – Filosofia e Estratégias de Controle <sup>[2, 19]</sup>

A filosofia básica para o desenvolvimento do projeto do sistema de controle de uma instalação nuclear, independente do seu tipo construtivo, é a manutenção dos parâmetros da instalação dentro de limites operacionais. Com essa premissa, busca-se a melhor estratégia de forma a se conceber um sistema eficaz na sua função de manter o controle automático do



reator nas variações de carga permissíveis e que, sob nenhuma condição, sejam atingidos os limites considerados de segurança da instalação.

Uma análise termodinâmica da instalação, realizada na próxima seção, permite a identificação dos modos ou estratégias básicas de controle do reator, ou seja, ou se mantém a temperatura média do circuito primário constante ou se estabelece um programa de temperatura média em função da potência do reator. De qualquer forma, o controle de reatividade do reator é realizado tomando-se como referência básica a temperatura do refrigerante nas pernas fria e quente. Outras variáveis são incorporadas à malha para que se obtenham as características de antecipação e de realimentação.

O controle de pressão do circuito primário, estabelecido sobre o pressurizador, constitui-se como um controle auxiliar para a malha principal de controle de temperaturas, visto que a variação de pressão atua como realimentação da reatividade. Sob o aspecto de segurança do sistema, a malha de controle de pressão é fundamental para se evitar os efeitos indesejáveis e riscos das sobre e sub pressões.

No circuito secundário todas as malhas de controle existentes são independentes do circuito primário, no que se refere a sinais de entrada e elementos finais de controle, contudo, seus efeitos são fundamentais para o controle e segurança do circuito primário. O melhor exemplo, estudado neste capítulo, é o sistema de desvio de vapor, que garante a redução segura da temperatura média do circuito primário após uma rejeição de carga na turbina.

#### 4.2 – Controle global da planta para a condição de regime permanente [2, 19]

Considerando-se a condição de regime - operação à potência constante - de uma instalação nuclear tipo PWR, pode-se representar a transferência de potência entre os circuitos primário e secundário através da seguinte equação de balanço:

$$P_S = (UA)_{GV} (T_M - T_S) \quad (4.1)$$

onde :

$P_S$  : Potência transferida ao fluido do circuito secundário

$U$  : Coeficiente de transferência de calor do primário para o secundário, considerando-se todo o gerador de vapor

$A$  : Área de transferência de calor relativa ao gerador de vapor

$GV$  : Identificação subscrita para gerador de vapor

$T_M$  : Temperatura média do circuito primário

$T_S$  : Temperatura do vapor

Sendo a temperatura média do circuito primário,  $T_M$ , dada por:

$$T_M = \frac{T_H + T_C}{2} \quad (4.2)$$

com:

$T_H$  : Temperatura do refrigerante na perna quente

$T_C$  : Temperatura do refrigerante na perna fria

A rigor, a equação (4.1) é uma simplificação, pois utiliza  $U$  como coeficiente de transferência de calor para toda a região do gerador de vapor, desconsiderando as diferentes condições de temperatura da água no lado secundário do GV. Porém, para programas de simulação, como o desenvolvido neste trabalho, é possível utilizar um coeficiente de transferência de calor representativo, que permita a obtenção de resultados com boa aproximação.

Se considerarmos uma variação no regime de operação, de forma que a potência transferida ao circuito secundário tenha que passar para uma nova condição  $P_S'$ , fica evidente, pela equação (4.1), que  $T_M$  e  $T_S$  não podem permanecer ambas constantes, uma vez que para geradores de vapor com tubos em U, que é o caso deste trabalho,  $(UA)_{GV}$  não varia apreciavelmente com o incremento ou diminuição de carga.

Do ponto de vista dinâmico, a condição favorável para o circuito primário é a manutenção da temperatura média constante, visto que esta condição manteria uma variação volumétrica mínima do refrigerante, o que diminui as exigências sobre o pressurizador. Por outro lado, a condição de temperatura e pressão constantes no lado secundário, permitiria atingir-se uma performance ótima da turbina e os requisitos de controle seriam menos rígidos. A estratégia normalmente utilizada é uma combinação adequada com a variação de ambos, temperatura média ( $T_M$ ) no circuito primário e pressão (ou temperatura  $T_S$ ) no circuito secundário, em função da potência do reator, conforme indicado na figura 4.2.

### 4.3 – Malhas de controle do circuito primário <sup>[1, 2, 16]</sup>

O projeto do sistema de controle correspondente ao circuito primário de uma instalação típica PWR consiste, basicamente de: (1) Da malha de controle de potência, associada diretamente com o comando de barras de controle do reator; (2) Da malha de controle de pressão no circuito primário, atuando no pressurizador; e, (3) Da malha de controle de nível no pressurizador. Cada uma das malhas possui sistemas específicos interligados, fabricados e montados observando-se os requisitos de confiabilidade exigidos para um projeto termonuclear. Na apresentação dos diagramas de cada malha a seguir, foram desconsideradas as redundâncias obrigatoriamente existentes para sensores e circuitos.

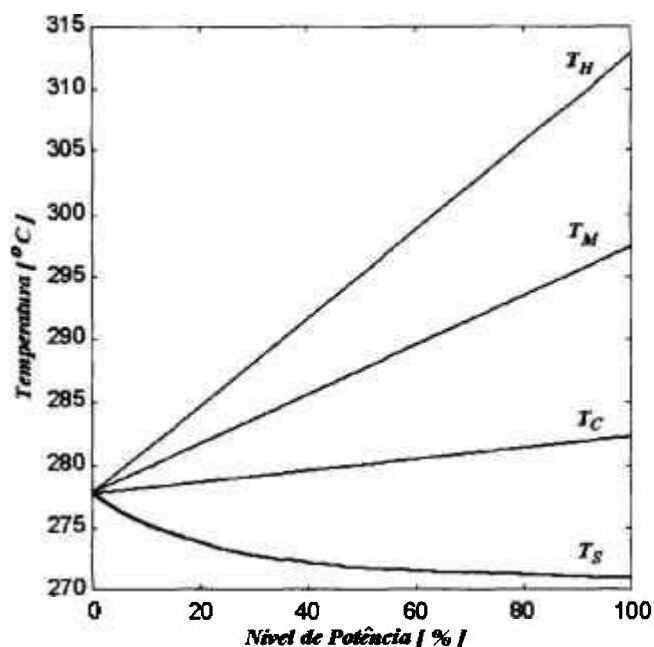


FIGURA 4.2 – Programa típico de temperaturas para um sistema PWR com gerador de vapor com tubos em U

#### 4.3.1 – Malha de controle de potência do reator

A malha de controle de potência do reator também é denominada de malha de controle de temperaturas, visto que as principais variáveis controladas são as temperaturas do refrigerante nas pernas quente e fria do circuito. Na figura 4.3 está apresentado o diagrama de blocos simplificado da malha, mostrando seus principais componentes e sistemas. Não foram considerados na representação os blocos relativos a intertravamentos de segurança, que se referem a circuitos cuja atuação estão associadas a limites operacionais e situações de

emergência, que estão além do escopo deste trabalho. Além das temperaturas do refrigerante nas pernas, identificam-se como entradas na malha o programa de temperatura média e os sinais de carga na turbina e de potência nuclear proveniente dos sensores instalados no reator. O primeiro bloco de processamento refere-se ao cálculo da temperatura média “real” do circuito refrigerante. O sinal de potência da turbina, normalmente associado à pressão na câmara de impulso da máquina, caracteriza-se como uma variável antecipatória às variáveis principais do processo; enquanto que o sinal proporcional ao fluxo de nêutrons no reator fornece uma referência da potência nuclear, que será utilizado no processamento para comparar e controlar as taxas de variação de potência nuclear. O programa de temperatura média é incorporado na malha através de um bloco matemático onde se implanta a equação de reta da temperatura média em função da potência na turbina.

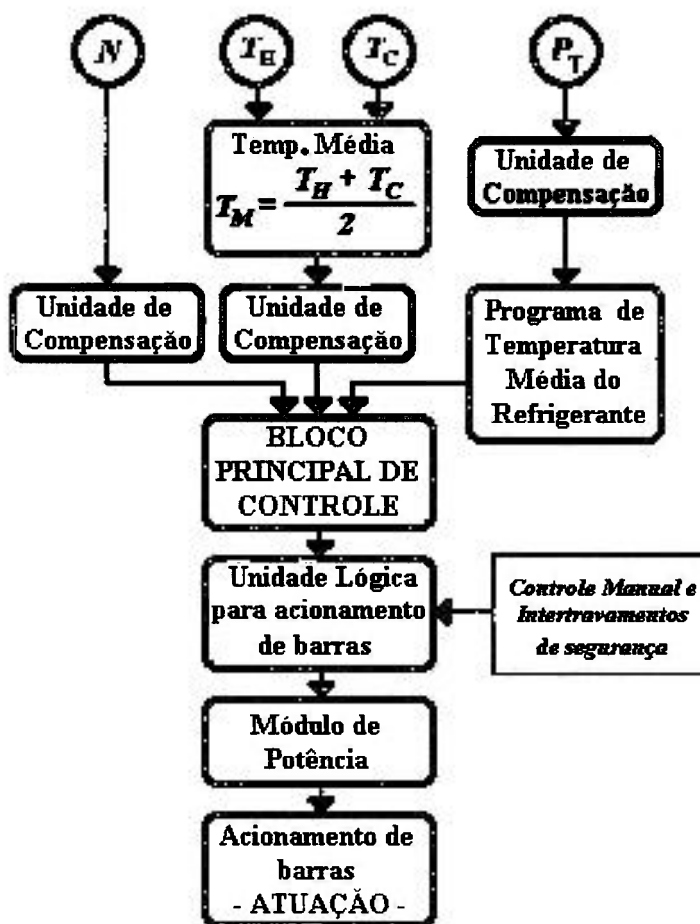


FIGURA 4.3 – Diagrama de blocos simplificado da malha de controle de potência, sendo  $N$  o sinal de potência nuclear,  $P_T$  a potência da turbina,  $T_H$  e  $T_C$  as temperaturas do refrigerante nas pernas quente e fria, respectivamente.

O bloco principal de controle constitui-se de um processador onde o erro entre a temperatura média real e o valor obtido a partir do programa de temperatura média (em função do sinal de potência da turbina), é devidamente calculado e compensado. Esse erro corrigido determina a velocidade e o sentido de movimentação das barras de controle.

O sistema de controle de movimentação de barras, que tem como entrada de referência o sinal de saída do bloco principal de controle, é composto basicamente por uma unidade lógica e pelo conjunto de potência associado à movimentação das barras, aqui considerado como elemento final de controle. Na unidade lógica tem-se: circuito de seleção de comando, onde o principal elemento é a chave seletora de transferência de controle automático para controle manual; circuito de interface para sinais de desligamento do reator (*trip*); e, circuito de conversão de sinais de controle para o módulo de potência. O módulo de potência tem a função de prover alimentação para acionamento do conjunto de barras e de manter a supervisão de sua operação.

Cada bloco estudado mantém interface com a sala de controle enviando e recebendo sinais lógicos e analógicos. São enviados para a sala de controle todos os sinais correspondentes às variáveis medidas e aos resultados do processamento de controle. Da sala de controle, o operador pode selecionar, se aplicável, os conjuntos de barras de controles a serem movimentados e comandar a inserção ou retirada dos mesmos.

Observa-se que a malha apresentada tem como características o modo de controle por realimentação, utilizando-se de uma variável antecipatória – potência da turbina – e de blocos de controle de compensação e de tratamento de sinais. Com esse arranjo, busca-se otimizar o programa de controle da temperatura média do refrigerante, cuja referência é o programa de temperaturas incorporado ao circuito de controle.

#### **4.3.2 - Malha de controle da pressão no circuito primário**

O pressurizador é um equipamento especialmente projetado para permitir o controle da pressão no circuito primário durante os transientes, mantendo a condição de pressão nominal na nova situação de carga. Basicamente, essa função é realizada por aquecedores, instalados na parte inferior do pressurizador, e por válvulas de aspersão localizadas no topo do vaso e que operam com água proveniente da perna fria. A malha de controle responsável pela atuação nesses elementos está mostrada na figura 4.4.

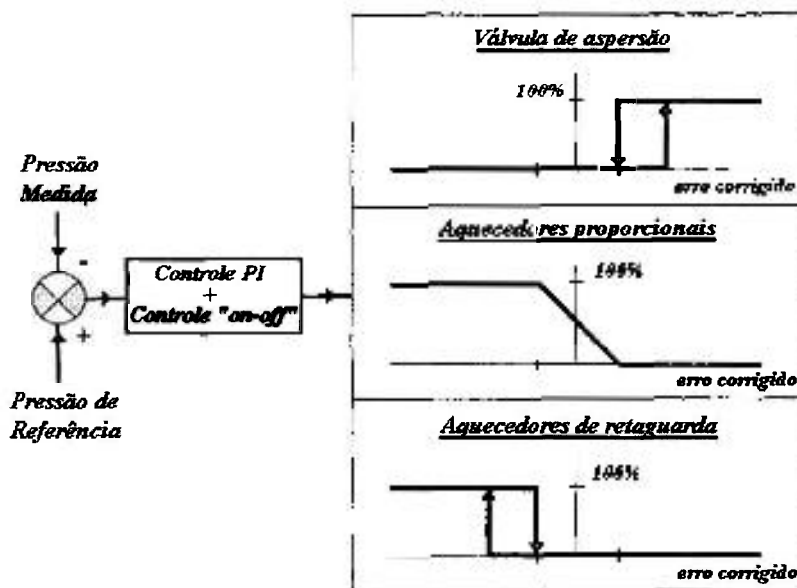


FIGURA 4.4 – Diagrama simplificado para controle de pressão no pressurizador.

Basicamente, utiliza-se o modo de controle PI (proporcional + integral) <sup>[14, 21]</sup> associado ao modo de controle de duas posições ou “on-off” <sup>[14, 21]</sup>. O aquecedor proporcional, onde atua a resposta do controle PI, é projetado para garantir o controle da pressão para as situações normais de oscilação de carga que o reator deve suportar. Caso as oscilações de pressão ultrapassem limites definidos, o controle “on-off” atua sobre os aquecedores de retaguarda, no caso de sub pressão; ou na válvula de aspersão, no caso de sobre pressão. Dependendo da válvula de aspersão, o controle de sobre pressão pode ser realizado utilizando valores intermediários de abertura de válvula, sendo cada comando de abertura associado a um valor específico de pressão. Como alternativa de projeto, pode-se também incorporar a saída do controle PI às válvulas de aspersão, desde que estas tenham as características próprias de válvulas de controle. Válvulas de alívio também fazem parte do sistema de controle, e estão ajustadas para atuarem quando a sobre pressão for muito elevada. Embora o diagrama mostre apenas um aquecedor de retaguarda, em geral são utilizados outros módulos aquecedores, que operam com valor de partida ajustado abaixo do valor indicado para o primeiro aquecedor de retaguarda. Durante a operação normal da instalação na condição nominal, a válvula de aspersão permanece com um fluxo mínimo para evitar entupimento, para manter o fluido existente no pressurizador com uma concentração de boro semelhante à do restante do sistema, e para evitar a injeção brusca de água a uma temperatura muito diferente da existente no

pressurizador. O aquecedor proporcional também permanece ligado, gerando vapor na taxa mínima, a fim de compensar a taxa de condensação devido ao fluxo mínimo da válvula de aspersão, e eventuais perdas.

No programa computacional apresentado nos próximos capítulos, considerou-se para controle de pressão um aquecedor proporcional e um aquecedor de retaguarda; um conjunto de válvulas de aspersão e uma válvula de alívio.

#### 4.3.3 - Malha de controle de nível no pressurizador

O controle do nível no pressurizador está associado aos controles de pressão e de temperatura média do circuito primário, uma vez que as variações de carga estabelecem modificações no volume do refrigerante contido no circuito primário. Considerando-se a aplicação de um programa de temperatura média para o refrigerante em função da carga, também é necessária a utilização de um programa para o nível no pressurizador, considerando-se as variações volumétricas na faixa de controle automático do reator. Em condições limites, o controle de nível deve proteger as condições de pressurizador totalmente cheio e de pressurizador com nível abaixo da cota dos aquecedores.

Para manter o inventário do refrigerante no circuito, utiliza-se uma bomba de carregamento do sistema auxiliar denominado “controle químico e volumétrico”. Esse sistema opera continuamente, retirando refrigerante para análise e tratamento, e ao mesmo tempo repondo o fluido no sistema. Para a condição de nível “baixo”, pode-se utilizar a ação dos aquecedores de retaguarda, considerando-se os limites de nível para operação.

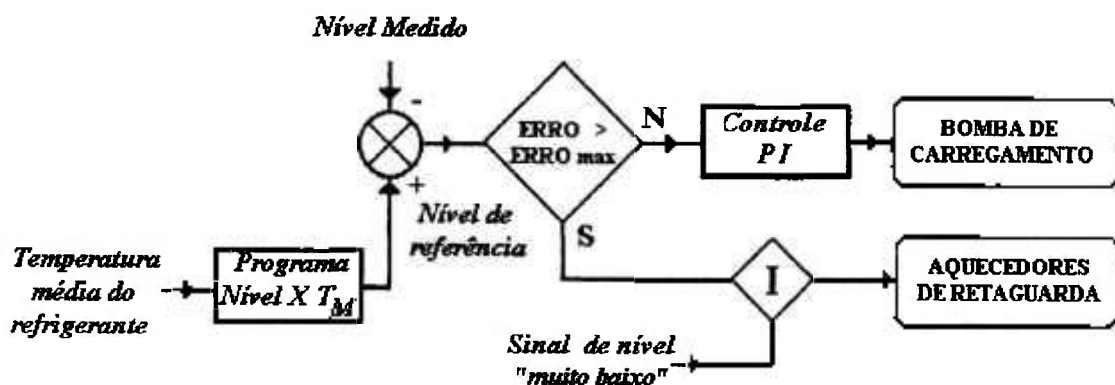


FIGURA 4.5 – Diagrama de blocos simplificado correspondente à malha de controle de nível no pressurizador.

A malha de controle de nível típica é representada na figura 4.5. A ação de controle normalmente empregada para atuação na variação de vazão da bomba de carregamento é a proporcional + integral, ou PI, sendo o sinal de “erro” a diferença entre o nível medido e o nível correspondente no programa de nível em função da temperatura média do circuito. A atuação sobre os aquecedores de retaguarda é realizada de maneira “*on-off*”, utilizando-se intertravamentos adicionais de nível. Esta malha não foi incorporada ao simulador desenvolvido. Para evitar-se as condições extremas de refrigerante “sólido” e de nível muito baixo, implantou-se no modelo um pressurizador com capacidade suficiente para acomodar os transientes estabelecidos.

#### **4.4 – Malhas de controle do circuito secundário**

##### **4.4.1 – Descrição geral <sup>[1, 16]</sup>**

O sistema de controle associado ao circuito secundário de uma instalação PWR inclui as malhas de controle de pressão no circuito secundário, a malha de controle de nível no gerador de vapor e a malha de controle de rotação da turbina.

O controle de rotação da turbina é fundamental para se garantir a condição de frequência da tensão na saída do gerador elétrico. As diferentes solicitações de carga do gerador elétrico determinam diferentes solicitações de vapor na turbina, ou seja, incrementando-se a carga do gerador a rotação tende a cair e, retirando-se carga, a rotação tende a aumentar. Basicamente, a malha de controle de rotação da turbina é constituída por elementos sensores de rotação, um conjunto regulador de velocidade e o conjunto de válvulas controladoras de admissão de vapor da turbina. O regulador de velocidade compara a rotação medida no eixo da máquina com a rotação de referência, e, após ação de controle, normalmente do tipo PID (proporcional + derivativo + integral) <sup>[14]</sup>, atua no conjunto de válvulas de admissão de vapor da turbina, corrigindo a vazão de vapor para a nova condição de carga. Admitindo-se o limite característico de variação de frequência elétrica de  $\pm 0.5 \text{ Hz}$ , tem-se que a malha de controle deve manter a rotação da turbina na faixa  $\pm 0,85 \%$  da rotação nominal.

Para acompanhar as variações de carga da turbina, o gerador de vapor é equipado com uma malha de controle a três elementos (nível no gerador de vapor, vazão de água e vazão de vapor), com modo de ação PI e atuando sobre uma válvula controladora de admissão de água



no gerador de vapor, conforme representado na figura 4.6. A lógica a três elementos, utilizando-se o sinal de vazão de água como realimentação e o sinal de vazão de vapor como variável antecipatória, aplica-se para garantir a atuação da malha ao efeito de “*falso nível*” característico de geradores de vapor por ocasião de rejeição ou incremento abrupto de carga. Na rejeição da carga pela turbina, com diminuição rápida de vazão de vapor, a pressão no gerador de vapor aumenta e causa a compressão das bolhas existentes na fase líquida, determinando um abaixamento de nível “*falso*” por um determinado período de tempo. No incremento de carga o processo é inverso, com a diminuição de pressão causando o “*inchamento*” das bolhas e determinando um aumento “*falso*” de nível. As conseqüências desastrosas desse efeito, também denominado “*shrink and swell*”, são eliminadas pela atuação determinante do sinal de vazão de vapor sobre o sinal de nível.

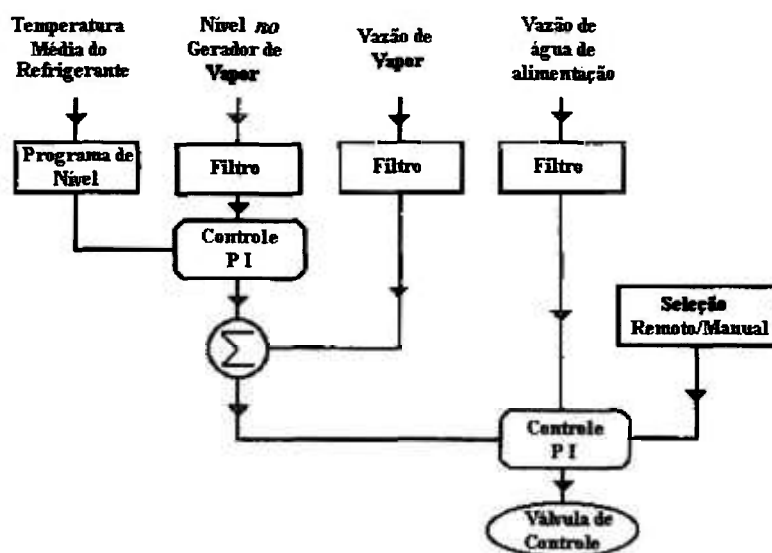


FIGURA 4.6 – Diagrama de blocos correspondente à malha de controle de nível no gerador de vapor.

#### 4.4.2 – Sistema de controle de pressão de vapor do circuito secundário [1, 2, 16]

O sistema de controle de pressão de vapor do circuito secundário, ou sistema de desvio de vapor - “*Steam Dump Control*” – cujo diagrama de blocos é mostrado na figura 4.7, é projetado para manter a pressão no circuito secundário dentro de um programa pré-estabelecido, quando da rejeição brusca de carga em valores além dos limites do projeto de controle do reator. O recurso utilizado para esse fim é o desvio do vapor diretamente para o condensador, contornando a turbina através de tubulações onde estão instaladas válvulas

de controle e, pela abertura controlada dessas válvulas, é estabelecida uma carga artificial ao gerador de vapor até que seja retomada a condição de equilíbrio do sistema pela atuação da malha de controle de potência do reator; sem que se estabeleçam sobre pressões e sobre temperaturas perigosas em ambos os circuitos.

Nos projetos típicos, a capacidade estabelecida para rejeição de carga sem desligamento do reator é de 50 % da potência nominal da instalação, rejeição essa que deve ser acomodada pela malha de controle de potência do reator e pelo sistema de desvio de vapor <sup>(1)</sup>.

Quando ocorre a rejeição de carga, se a diferença entre a temperatura média correspondente ao programa de temperatura em função da carga na turbina e a temperatura média real no circuito primário ultrapassar um limite pré-determinado, um sinal atua no sistema de desvio de vapor determinando a abertura das válvulas, de forma a estabelecer uma vazão de vapor correspondente ao excesso de potência produzido pela instalação. A redução da vazão de vapor para o condensador é realizada na medida em que diminui a temperatura média do refrigerante.

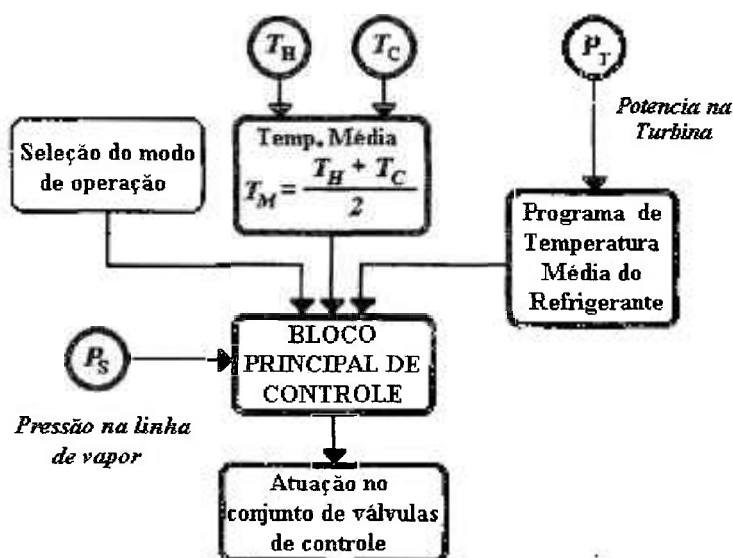


FIGURA 4.7 – Diagrama de blocos simplificado correspondente à malha de controle relacionada com o Sistema de Desvio de Vapor.

O sistema de desvio de vapor também é utilizado nos procedimentos de aquecimento e

resfriamento da unidade, desta feita numa condição semi-automática, com pontos de ajuste de abertura de válvulas selecionados pelo Operador, considerando-se valores de pressão na linha principal de vapor.

## 5 - MODELAGEM MATEMÁTICA DO CIRCUITO PRIMÁRIO

### 5.1 – Introdução

Buscando-se a construção de um simulador apropriado ao estudo do sistema de controle do reator, onde a obtenção do comportamento transitório das grandezas associadas à malha de controle de potência representa o principal objetivo de sua aplicação, optou-se pelo desenvolvimento de um modelo matemático simplificado e por uma discretização com número reduzido de nodos representando o circuito refrigerante.

A figura 5.1 mostra a discretização utilizada para o desenvolvimento do modelo matemático. Nela, o reator é representado por um nodo referente ao combustível e dois nodos de refrigerante que efetivamente trocam calor com o núcleo. Foi considerado, para o gerador de vapor e para o reator, nodos representando as correspondentes câmaras de entrada e de saída do refrigerante, denominadas “*plenum*”. Cada perna do circuito é associada a um único nodo, assim como toda a massa de refrigerante contida no gerador de vapor.

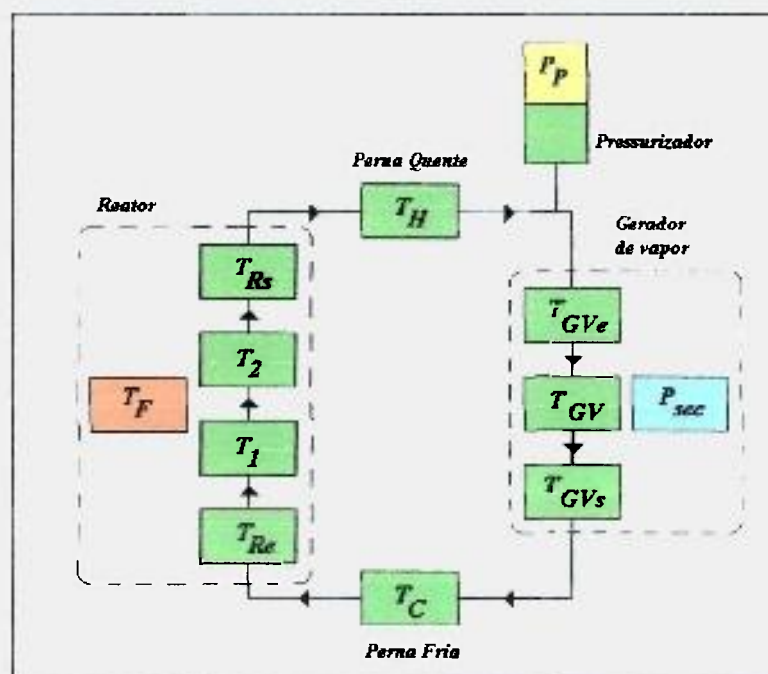


FIGURA 5.1 – Representação da discretização adotada no modelo matemático

Para o desenvolvimento do equacionamento termo-hidráulico partiu-se das leis fundamentais de conservação de massa e energia, considerando-se vazão constante no circuito primário e incorporando-se os efeitos de variação volumétrica do refrigerante ao estudo dinâmico do pressurizador. Com a premissa de vazão constante no circuito primário, eliminou-se a necessidade de modelagem da bomba de circulação.

Não sendo objeto deste trabalho a modelagem do circuito secundário, desenvolveu-se para o gerador de vapor um equacionamento simplificado associando a variação de temperatura no nodo refrigerante com a potência transferida ao circuito secundário. Nessa equação, adequadamente acoplada a uma equação diferencial auxiliar, correspondendo a um atraso de primeira ordem, é que são estabelecidos os transientes para estudo do sistema de controle do reator.

## 5.2 – Modelagem dinâmica do circuito primário

### 5.2.1 – O modelo do reator

#### 5.2.1.1 – Modelo neutrônico

O modelo de cinética pontual, considerando-se seis grupos de nêutrons atrasados, é representado por [1, 17, 19, 20] :

$$\frac{d\phi(t)}{dt} = \left( \frac{\rho(t) - \beta}{\Lambda} \right) \phi(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i c_i(t) \quad (5.1)$$

$$\frac{dc_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} \phi(t) - \lambda_i c_i(t) \quad (5.2)$$

onde:

$\phi(t)$  - Fluxo de nêutrons

$\rho(t)$  - Reatividade do núcleo

$\beta$  - Fração total de nêutrons atrasados

$\beta_i$  - Fração correspondente ao i-ésimo grupo de nêutrons atrasados

$\Lambda$  - Tempo relativo à geração de nêutrons

$\lambda_i$  - Constante de decaimento para o i-ésimo grupo de nêutrons atrasados

$c_i(t)$  : Concentração de isótopos do i-ésimo grupo precursor que, no decaimento, resulta em nêutrons atrasados

Uma vez que a relação entre o fluxo de nêutrons e a potência do reator é uma constante, podemos fazer [2, 17] :

$$\frac{dP(t)}{dt} - \left( \frac{\rho(t) - \beta}{\Lambda} \right) P(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) \quad (5.3)$$

$$-\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} P(t) - \lambda_i C_i(t) \quad (5.4)$$

Onde :

$$P(t) \text{ é Potência do Reator e } C_i(t) = c_i(t) \frac{P(t)}{\phi(t)}$$

No modelo desenvolvido foi considerado que a reatividade sofre o efeito de realimentação devido às variações de temperaturas do refrigerante e do combustível, e da pressão no circuito primário; não sendo considerados os efeitos do Xenônio ( $\text{Xe}^{135}$ ) e do Samário ( $\text{Sm}^{149}$ ). Dessa forma, tem-se que a reatividade total  $\rho(t)$ , expressa em  $\frac{\Delta k}{k}$ , é dada por [11, 19, 20] :

$$\rho(t) = \rho_0 + \frac{\rho_B(t)}{10^5} + \frac{\alpha_F}{10^5} (T_F(t) - T_{F0}) + \frac{\alpha_C}{10^5} (T_C(t) - T_{C0}) + \frac{\alpha_P}{10^5} (P_P(t) - P_{p(REF)}) \quad (5.5)$$

onde :

$\rho_0$  - Reatividade de compensação da barra, usada para estabelecer a posição inicial da barra de controle (condição de criticalidade).

$\rho_B(t)$  - Reatividade inserida pelas barras de controle, a partir da condição de criticalidade, expressa em *pcm*.

$\alpha_F$  - Coeficiente de reatividade do combustível, em *pcm*<sup>°C</sup>.

$T_F(t)$  - Temperatura do combustível, em °C.

$\alpha_C$  - Coeficiente de reatividade do refrigerante, em *pcm*<sup>°C</sup>.

$T_C(t)$  - Temperatura do refrigerante, em °C.

$\alpha_P$  - Coeficiente de reatividade devido à pressão, em pcm/bar.

$P_p(t)$  - Pressão do circuito primário, em bar.

$T_{F0}$ ;  $T_{C0}$ ;  $P_{P(REF)}$  - Valores iniciais ou de referência .

No modelo, foram considerados coeficientes de reatividade não lineares, sendo representados como polinômios de segundo grau em função de suas grandezas relativas, conforme a seguir <sup>[5]</sup>, observando-se que os coeficientes (a, b e c) das equações 5.6 a 5.8 são valores de entrada do programa.

$$\alpha_F(t) = a_F (T_F(t))^2 + b_F T_F(t) + c_F \quad (5.6)$$

$$\alpha_C(t) = a_C (T_C(t))^2 + b_C T_C(t) + c_C \quad (5.7)$$

$$\alpha_P(t) = a_P (P_p(t))^2 + b_P P_p(t) + c_P \quad (5.8)$$

Em um típico reator PWR, devido à geometria e disposição de elementos internos, a reatividade imposta por uma barra, ou por um conjunto de barras de controle acionado simultaneamente, não apresenta linearidade ao longo do seu percurso <sup>[19]</sup>.

Neste trabalho, para o cálculo de  $\rho_B(t)$  considerou-se que:

- (1) Todos os conjuntos de barras são movidos simultaneamente, em velocidade constante e definida de acordo com o programa de velocidade de barras. Dessa forma, tem-se a equação diferencial de posição da barra de controle:

$$\frac{dP_{osic}(t)}{dt} = veloc_B \quad (5.9)$$

- (2) A equação da reatividade da barra em função da posição normalizada, é representada por uma equação polinomial de terceiro grau, com seus coeficientes sendo dados de entrada do programa, ou seja :

$$\rho_B(t) = a_B (P_{osic}(t))^3 + b_B (P_{osic}(t))^2 + c_B P_{osic}(t) + d_B \quad (5.10)$$

Para operacionalização do simulador, utilizou-se como referência uma curva relativa ao banco de controle de um reator de pesquisas <sup>[22]</sup>, que foi ajustada a um polinômio de terceiro

grau utilizando-se o método dos mínimos quadrados. A figura 5.2, onde a posição “100” indica barra totalmente extraída, apresenta a curva de reatividade total em função da posição da barra de controle.

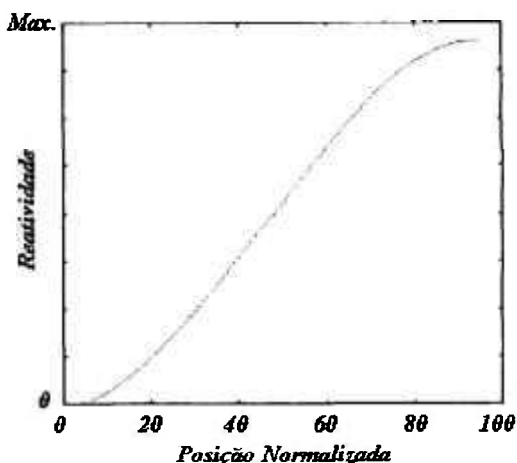


FIGURA 5.2 – Modelo de referência para a barra de controle do programa simulador

### 5.2.1.2 – Modelo termo-hidráulico

Para o equacionamento termo-hidráulico do reator, foi considerado o modelo de escoamento monofásico em canal único à vazão constante e com a temperatura do combustível uniforme. A partir da equação de balanço de energia, o modelo para um nodo genérico do refrigerante é dado por [2]:

$$\frac{d\bar{T}_i(t)}{dt} = \frac{F_i}{(mc_p)_i} F'(t) + \frac{U_i A_i}{(mc_p)_i} (T_c(t) - \bar{T}_i(t)) + \frac{W_i}{m_i} (T_{i+1} - T_i) \quad (5.11)$$

onde :

$F_i$  - Fração da energia térmica que é gerada no nodo “ i “

$m_i$  - Massa do refrigerante correspondente ao nodo “ i “

$c_p$  - Calor específico do refrigerante

$T_c(t)$  - Temperatura média do combustível.

$\bar{T}_i(t)$  - Temperatura média do refrigerante no nodo “ i “

$T_i(t)$  - Temperatura do refrigerante na saída do nodo “ i “

$U_i$  - Coeficiente efetivo de troca de calor entre o combustível e o refrigerante.



$A_t$  – Área efetiva de troca de calor entre o combustível e o refrigerante.

$W_a$  – Vazão mássica do refrigerante pelo núcleo.

A dificuldade da aplicação da equação acima refere-se à necessidade de se determinar uma relação entre as variáveis  $\bar{T}_i(t)$  e  $T_i(t)$  para solução do balanço, visto que as outras três variáveis de estado presentes na equação ( $P(t)$ ,  $T_F(t)$ ,  $T_{i-1}(t)$ ) estão relacionadas com outras equações diferenciais. A forma usual para solução do problema é a utilização de uma correlação entre as temperaturas, ou seja:

$$\bar{T}_i(t) = \theta T_{i-1}(t) + (1 - \theta) T_i(t) \quad (5.12)$$

onde  $\theta$  é o “peso” considerado. Geralmente, considera-se  $\theta = 0$ , o que determina  $\bar{T}_i(t) = T_i(t)$ .

Uma alternativa muito comum é a adoção de dois nodos do refrigerante para cada nodo do combustível, dividindo-se igualmente entre os nodos a parcela de energia transferida relativa ao termo  $(T_F(t) - T_i(t))$ , utilizando-se  $T_i(t) = T_1(t)$ , conforme mostrado no diagrama da figura 5.3 [2, 11]. Dessa maneira, como foi definido um único nodo representando o combustível, tem-se para o refrigerante dois nodos cujas equações finais apresentam-se da forma :

$$\frac{dT_1(t)}{dt} = \frac{F_1}{(mc_p)_1} P(t) + \frac{U_t A_t}{2(mc_p)_1} (T_F(t) - T_1(t)) + \frac{2W_a}{m_1 + m_2} (T_{Re}(t) - T_1(t)) \quad (5.13)$$

$$\frac{dT_2(t)}{dt} = \frac{F_2}{(mc_p)_2} P(t) + \frac{U_t A_t}{2(mc_p)_2} (T_F(t) - T_1(t)) + \frac{2W_a}{m_1 + m_2} (T_1(t) - T_2(t)) \quad (5.14)$$

onde :

$T_1(t)$  : Temperatura no primeiro nodo do refrigerante, após *plenum* de entrada

$T_2(t)$  : Temperatura no segundo nodo do refrigerante, à jusante do primeiro nodo

$T_{Re}(t)$  : Temperatura no refrigerante no *plenum* de entrada do reator

As equações 5.13 e 5.14 podem ser reescritas como:

$$\frac{dT_1(t)}{dt} = \frac{F_1}{(mc_p)_1} P(t) + \frac{1}{2R(mc_p)_2} (T_F(t) - T_1(t)) + \frac{2}{\Gamma} (T_{Re}(t) - T_1(t)) \quad (5.15)$$

$$\frac{dT_2(t)}{dt} = \frac{F_2}{(mc_p)_2} P(t) + \frac{1}{2R(mc_p)_2} (T_F(t) - T_1(t)) + \frac{2}{\Gamma} (T_1(t) - T_2(t)) \quad (5.16)$$

onde  $R = \frac{1}{U_i A}$  representa a resistência à transferência de calor do combustível para o refrigerante, e  $\Gamma = \frac{m_1 + m_2}{W_a}$  representa o tempo de residência do refrigerante que efetivamente recebe calor do combustível.

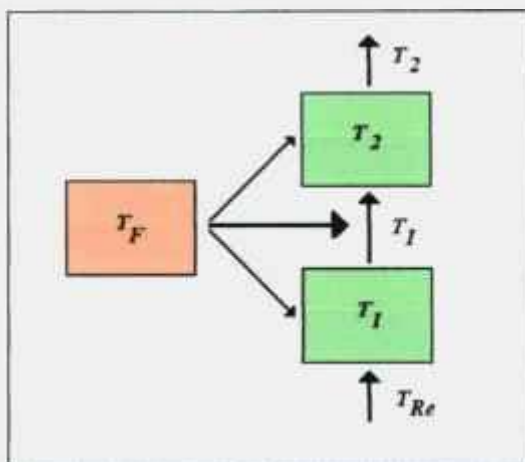


FIGURA 5.3 – Modelo de estrutura nodal para transferência de calor entre o combustível e o refrigerante

Para o combustível, utilizando-se a temperatura de referência correspondente à saída do primeiro nodo, tem-se a seguinte equação:

$$\frac{dT_F(t)}{dt} = \frac{F_F}{m_F c_F} P(t) - \frac{1}{Rm_F c_F} (T_F(t) - T_1(t)) \quad (5.17)$$

onde:

$F_F$  - Fração da energia térmica que é gerada no combustível.

$m_F$  - Massa total do combustível.

$c_F$  - Calor específico do combustível.

## 5.2.2 – O modelo do pressurizador

### 5.2.2.1 – Hipóteses básicas e identificação de processos termodinâmicos

Na formulação do modelo termodinâmico do pressurizador tomou-se como referência dissertações específicas relativas ao equipamento [23,24], observando-se hipóteses simplificadoras em função das propostas deste trabalho. Para compor a malha de controle, incorporou-se ao modelo um aquecedor proporcional e outro de retaguarda, um conjunto de válvulas de aspersão e uma válvula de alívio.

As hipóteses básicas para formulação matemática são enumeradas a seguir:

1. A pressão é uniforme em todo o pressurizador.
2. O pressurizador é dividido em dois volumes de controle: na parte superior há vapor, saturado ou superaquecido, e na parte inferior há líquido, comprimido ou saturado.
3. O líquido da perna quente que entra no pressurizador mistura-se completamente com aquele que já estava, constituindo um volume homogêneo.
4. O vapor perde calor latente pela condensação causada pelas gotas de aspersão e na interface, não sendo consideradas a condensação do vapor nas paredes e nem as perdas de calor sensível do vapor para o líquido ou para as paredes.
5. A entalpia da água da linha de aspersão é igual à entalpia da água na perna fria.
6. A entalpia da água que sai do pressurizador para a perna quente é igual à entalpia do volume líquido; no caso de influxo, considera-se a entalpia da água na perna quente.
7. A variação de energia cinética e potencial no balanço de energia é desprezível.
8. O tempo que as gotas da aspersão levam para atingir o volume de líquido é desprezível.
9. Toda a massa de água que sai das válvulas de aspersão flui para o volume inferior (líquido).

Os componentes considerados no equacionamento do modelo, bem como os sentidos de fluxo correspondentes, estão indicados na figura 5.4 e relacionados a seguir:

$W_{su}$  - Vazão de surto, resultado das variações de temperatura no circuito primário.

$W_{sp}$  - Vazão de água proveniente da perna fria e aspergida através das válvulas de aspersão.

$W_{re}$  - Vazão através da válvula de alívio de vapor, a ser estabelecido por ocasião de pressão muito alta, quando a vazão através das válvulas de aspersão for insuficiente para estabelecer o controle.

$W_{cs}$  - Vazão de condensado resultante da ação das gotículas de água geradas pelas válvulas de aspersão sobre o vapor no volume superior.

$W_{co}$  - Taxa de massa que se condensa do volume superior quando este contém vapor na saturação.

$W_{ev}$  - Taxa de massa vaporizada do volume líquido.

$Q_h$  - Potência fornecida pelos aquecedores.

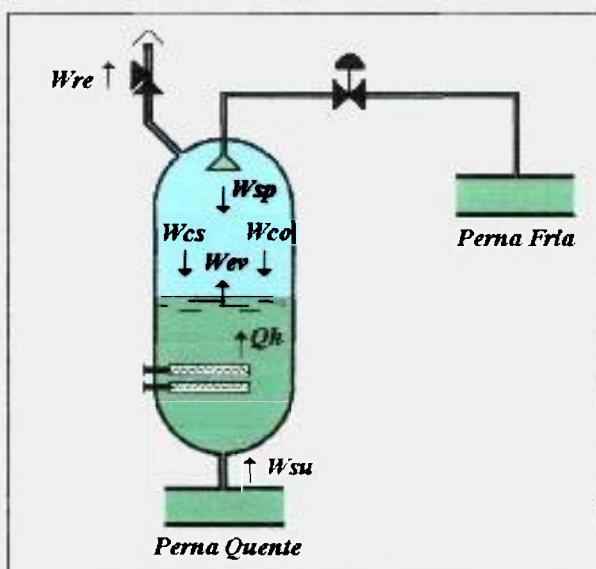


FIGURA 5.4 - : Processos de transferência de massa e energia do modelo assumido para o pressurizador

### 5.2.2.2 – Desenvolvimento do equacionamento dinâmico

Aplicando-se o balanço de massa nos dois volumes de controle, tem-se:

$$\frac{dM_g(t)}{dt} = -W_{cs}(t) + W_{ev}(t) - W_{co}(t) - W_{re}(t) \quad (5.18)$$

$$\frac{dM_l(t)}{dt} = +W_{cs}(t) - W_{ev}(t) + W_{su}(t) + W_{sp}(t) + W_{co}(t) \quad (5.19)$$

E o balanço de energia para um volume genérico:

$$Q(t) + \sum W_e(t)h_e(t) = \sum W_s(t)h_s(t) + \frac{dU(t)}{dt} + P_p(t)\frac{dV(t)}{dt} \quad (5.20)$$

onde:

$Q(t)$  - Fluxo de energia cedido ao volume de controle

$\sum W(t)h(t)$  - Termo convectivo de energia “entrando” ou “saindo” do volume de controle

$U(t)$  - Energia interna do volume de controle

$P_p(t)dV$  - Trabalho de expansão de fronteiras

$h(t)$  - Entalpia específica

Partindo da equação de variação de energia ( $U$ ) temos que:

$$\frac{dU(t)}{dt} = \frac{d(M(t)u(t))}{dt} = M(t)\frac{du(t)}{dt} + u(t)\frac{dM(t)}{dt} \quad (5.21)$$

onde:

$u(t)$  – Energia interna específica.

$M(t)$  – Massa do volume de controle considerado.

Como:

$$u(t) = h(t) - P_p(t)v(t) \quad (5.22)$$

onde  $v(t)$  é o volume específico. Então,

$$\frac{du(t)}{dt} = \frac{dh(t)}{dt} - P_p(t)\frac{dv(t)}{dt} - v(t)\frac{dP_p(t)}{dt} \quad (5.23)$$

Substituindo as equações (5.22) e (5.23) na equação (5.21); substituindo o resultado na equação principal (5.20) e isolando o termo  $\frac{dh(t)}{dt}$  para um volume de controle genérico (de líquido ou de vapor) com massa  $M$ , entalpia  $h$  e volume  $V$ , chegamos à seguinte equação :

$$\frac{dh(t)}{dt} = \frac{1}{M(t)} \left[ \sum W_e(t)h_e(t) - \sum W_s(t)h_s(t) - h(t)\frac{dM(t)}{dt} + V(t)\frac{dP_p(t)}{dt} + Q(t) \right] \quad (5.24)$$

Para cada volume de controle considerado, podemos reescrever a equação acima, com os subscritos “g” e “l” para se designar os volumes de vapor e de líquido respectivamente; e observando que no volume de vapor não há fonte de calor, obtém-se:

$$\frac{dh_g(t)}{dt} = \frac{1}{M_g(t)} \left[ \left( \sum W_e(t)h_e(t) - \sum W_s(t)h_s(t) \right)_g - h_g(t) \frac{dM_g(t)}{dt} + V_g(t) \frac{dP_p(t)}{dt} \right] \quad (5.25)$$

$$\frac{dh_l(t)}{dt} = \frac{1}{M_l(t)} \left[ \left( \sum W_e(t)h_e(t) - \sum W_s(t)h_s(t) \right)_l - h_l(t) \frac{dM_l(t)}{dt} + V_l(t) \frac{dP_p(t)}{dt} + Q(t) \right] \quad (5.26)$$

A equação final de pressão é obtida a partir das relações entre os dois volumes de controle considerados. Considerando que o volume total  $Vol_{total}$  é constante e igual a  $V_g + V_l$ , temos que:

$$\frac{d(V_g + V_l)}{dt} = \frac{dV_g(t)}{dt} + \frac{dV_l(t)}{dt} = 0 \quad (5.27)$$

para cada volume de controle temos:

$$V = vM \quad (5.28)$$

ou seja:

$$\frac{dV_g(t)}{dt} = v_g(t) \frac{dM_g(t)}{dt} + M_g(t) \frac{dv_g(t)}{dt} \quad (5.29)$$

$$\frac{dV_l(t)}{dt} = v_l(t) \frac{dM_l(t)}{dt} + M_l(t) \frac{dv_l(t)}{dt} \quad (5.30)$$

com :

$v_l$  - volume específico da fase líquida

$v_g$  - volume específico do vapor

Sabendo-se que  $v_g = f(P_p, h_g)$  e  $v_l = f(P_p, h_l)$ , vem :

$$\frac{dv_g(t)}{dt} = \left( \frac{\partial v_g}{\partial h_g} \right) \frac{dh_g(t)}{dt} + \left( \frac{\partial v_g}{\partial P_p} \right) \frac{dP_p(t)}{dt} \quad (5.31)$$

$$\frac{dv_l(t)}{dt} = \left( \frac{\partial v_l}{\partial h_l} \right) \frac{dh_l(t)}{dt} + \left( \frac{\partial v_l}{\partial P_p} \right) \frac{dP_p(t)}{dt} \quad (5.32)$$

Substituindo a equação (5.31) em (5.29); (5.32) em (5.30); e, usando-se a relação básica para balanço de volume (5.27), chega-se a:

$$\frac{dP_p(t)}{dt} = \frac{M_l(t) \left( \frac{\partial v_l}{\partial h_l} \right) \frac{dh_l(t)}{dt} + v_g(t) \frac{dM_l(t)}{dt} + M_v(t) \left( \frac{\partial v_v}{\partial h_s} \right) \frac{dh_s(t)}{dt} + v_g(t) \frac{dM_g(t)}{dt}}{M_g(t) \left( \frac{\partial v_g}{\partial P_p} \right) + M_l(t) \left( \frac{\partial v_l}{\partial P_p} \right)} \quad (5.33)$$

Retornando às equações de entalpia (5.25 e 5.26) para os dois volumes de controle, e definindo:

$h_{ls}$  :- entalpia da água na condição de saturação;

$h_{gs}$  :- entalpia do vapor na condição de saturação;

temos, para o volume de vapor, o seguinte balanço de energia :

$$\left[ \sum W_e(t)h_e(t) - \sum W_s(t)h_s(t) \right]_g = W_{ev}(t)h_{gs} - W_{co}(t)h_g - W_{cs}(t)h_g(t) - W_{re}(t)h_g(t) = \Sigma_g \quad (5.34)$$

Da mesma forma, para o volume líquido:

$$\left[ \left( \sum W_e(t)h_e(t) - \sum W_s(t)h_s(t) \right)_l + Q(t) \right] = W_{su}(t)h_{su} + W_{sp}(t)h_{sp} + W_{cs}(t)h_g(t) - W_{ev}(t)h_{gs} + W_{co}(t)h_g(t) + Qh(t) = \Sigma_l \quad (5.35)$$

onde o termo  $Q_h(t)$  corresponde ao calor gerado pelos aquecedores.

Substituindo as equações de entalpia na equação (5.33) e isolando o termo  $\frac{dP_p}{dt}$ , tem-se a forma final da equação dinâmica de pressão, dada por:

$$\frac{dP_p(t)}{dt} = \frac{v_l(t) \frac{dM_l(t)}{dt} + \left( \frac{\partial v_l}{\partial h_l} \right) \left[ \sum_l -h_l(t) \frac{dM_l(t)}{dt} \right] + v_g(t) \frac{dM_g(t)}{dt} + \left( \frac{\partial v_g}{\partial h_g} \right) \left[ \sum_g -h_g(t) \frac{dM_g(t)}{dt} \right]}{M_g(t) \left( \frac{\partial v_g}{\partial P_p} \right) + M_l(t) \left( \frac{\partial v_l}{\partial P_p} \right) + V_g(t) \left( \frac{\partial v_g}{\partial h_g} \right) + V_l(t) \left( \frac{\partial v_l}{\partial h_l} \right)} \quad (5.36)$$

Nota-se que, conhecendo os valores correntes da expressão acima no tempo  $t$ , é possível integrar-se a equação de pressão para o tempo  $t + \Delta t$ . Na condição de regime, considera-se o estado de saturação nos dois volumes de controle e, estabelecido o transitório, tem-se a variação de  $W_{su}$  e, conseqüentemente a nova pressão e os novos estados termodinâmicos no pressurizador. Sequencialmente, calcula-se para cada passo de integração: (1) a variação de massa para os dois volumes de controle; (2) as novas massas e o nível de líquido; (3) a pressão do sistema; (4) as novas entalpias; e, (5) os valores correspondentes aos fluxos de massa e energia, associados às ações de controle sobre os aquecedores e válvulas de aspersão e de alívio. Com os valores de pressão e das entalpias a cada passo, determina-se as demais propriedades termodinâmicas do sistema através de sub-rotinas específicas.

### 5.2.2.3 – Determinação dos fluxos de massa considerados no modelo

Apresentamos, a seguir, o detalhamento referente a todas as parcelas de fluxo de massa consideradas no pressurizador e mostradas na figura 5.4.

$W_{su}$  :- É a vazão de influxo ou de refluxo do pressurizador, através da linha de surto, e resultado das contrações e expansões do refrigerante por conta das variações de temperatura durante as alterações de carga. É a função de excitação para o estudo do comportamento transitório do pressurizador e, neste simulador, está formulada como <sup>[11]</sup>:

$$W_{su} = W_{su0} + \sum_{nodo} \left( \frac{m}{v_l} \frac{\partial v_l}{\partial T} \frac{dT(t)}{dt} \right)_{nodo} \quad (5.37)$$

ou seja, a vazão mássica na linha de surto é determinada pela soma das variações de volume do refrigerante no circuito primário, considerando-se todos os nodos definidos para o refrigerante. Utilizou-se valores constantes para os



termos  $\left( \frac{\partial v_i}{\partial T} \right)$ , tendo em vista as pequenas variações na faixa de interesse. A parcela  $W_{st0}$  corresponde a um valor fixo, determinado pela condição estacionária para compensar a vazão mínima nas válvulas de aspersão.

$W_{re}$  :- Em condições normais de operação a válvula de alívio de vapor permanece fechada. A válvula abre por ação do sistema de controle quando a pressão atinge um valor alto pré-definido e, dessa forma, estabelece o fluxo  $W_{re}$ , considerado constante neste trabalho.

$W_{sp}$  :- Durante a operação normal da planta, considerou-se a presença de uma vazão mínima constante pelas válvulas de aspersão, denominada  $W_{sp0}$  e calculada no estudo do estado estacionário. Por ocasião de uma sobre pressão, ocorre a abertura gradual do conjunto de válvulas até atingir a vazão máxima  $W_{spf}$ , conforme definido na malha de controle de pressão.

$W_{cs}$  :- A utilização da aspersão no pressurizador tem como objetivo forçar a condensação de uma determinada massa de vapor em torno de suas gotículas. Tomando-se um volume de controle no entorno de cada gotícula <sup>[23]</sup> podemos escrever:

$$W_{sp} (h_{ls} - h_{sp}) = W_{cs} (h_g - h_{ls}) \quad (5.38)$$

ou :

$$W_{cs} = \left( \frac{h_g - h_{sp}}{h_g - h_{ls}} \right) W_{sp} \quad (5.39)$$

$W_{co}$  :- É a taxa de condensação, observada na interface líquido-vapor, e calculada pela equação <sup>[23]</sup>:

$$W_{co} = \frac{V_c A_{tr} (1 - \alpha_g)}{v_g} \quad (5.40)$$

onde:

$V_c$  : Velocidade de queda da gota de condensado, adotado <sup>[5,23]</sup> igual a 0,06m/s, uma vez que a influência no processo de condensação é muito pequena.

$A_{tr}$  : Área da seção transversal do pressurizador.

$\alpha_g$  : Fração de vazio no volume de vapor, calculado em função do título da região de vapor  $[x_g]$ , do volume específico do vapor saturado  $[v_{gs}]$  e do volume específico do líquido saturado  $[v_{ls}]$ , à pressão no pressurizador. Ou seja:

$$\alpha_g = \frac{x_g}{x_g + \frac{v_{ls}}{v_{gs}}(1 - x_g)} \quad (5.41)$$

sendo:

$$x_g = \frac{h_g - h_{ls}}{h_{gs} - h_{ls}} \quad (5.42)$$

$W_{ev}$  :- Representa a transferência de massa por ebulição, que é calculada através do modelo de saturação simplificado <sup>[23]</sup>, dado pela equação:

$$W_{ev} = \frac{Q_h}{h_g - h_l} \quad (5.43)$$

#### 5.2.2.4 – Aquecedores elétricos

Considerou-se no modelo a existência de um aquecedor proporcional e outro de retaguarda, sendo o primeiro associado ao sistema de controle de pressão do circuito primário e com a função de corrigir as pequenas oscilações de pressão. O aquecedor de retaguarda tem potência constante e será ligado quando da sub pressão no sistema. As faixas de pressão de atuação de cada aquecedor, bem como a malha de controle associada, são discutidos no próximo capítulo.

Para o aquecedor de retaguarda, considerou-se que a potência gerada sofre um atraso de primeira ordem, obedecendo a equação:

$$Q_R(t) = Q_{RN} (1 - e^{-\psi(t)}) \quad (5.44)$$

onde:

$Q_R(t)$  : Nível de potência fornecido pelo aquecedor ao volume de líquido

$Q_{RN}$  : Potência máxima (no caso, nominal) gerada pelo aquecedor

$$e : \quad \psi(t) = \frac{t_a - t}{\tau_{AR}} \quad (5.45)$$

sendo,

$t_a$  : Instante de acionamento do aquecedor.

$\tau_{AR}$  : Constante de tempo do aquecedor de retaguarda.

Para o aquecedor proporcional, definiu-se que a transferência de calor ao volume líquido também sofre um atraso de primeira ordem, tomando-se como valor final de referência no modelo dinâmico a potência calculada a partir de uma relação direta entre a potência nominal do aquecedor e o sinal de saída (ou erro corrigido) da malha de controle de pressão. A equação de referência para a potência gerada, discutida no próximo capítulo, é dada por:

$$Q_{PG}(t) = Qh_0 + \frac{E_C(t)}{E_{MAX}}(Q_{PN} - Qh_0) \quad (5.46)$$

onde :

$Q_{PG}$  : Nível de potência gerada pelo aquecedor proporcional.

$Q_{PN}$  : Potência máxima (no caso, nominal) gerada pelo aquecedor proporcional.

$Qh_0$  : Nível inicial de potência transferida ao volume líquido, calculado por ocasião da determinação do estado estacionário do modelo do pressurizador.

$E_C(t)$  : Erro corrigido, com valores válidos para atuação no aquecedor proporcional na

faixa de  $[+E_{MAX}]$  a  $\left[ \frac{E_{MAX} Qh_0}{(Q_{PN} - Qh_0)} \right]$ ; sendo este erro resultado da ação de

controle sobre a diferença entre as pressões de referência e a pressão estabelecida pelo transitório.

$E_{MAX}$  : Erro máximo corrigido.

O modelo do comportamento dinâmico de transferência de calor do aquecedor para o volume do líquido é dado pela equação diferencial:

$$\frac{dQ_p(t)}{dt} = \frac{Q_{PG} - Q_p(t)}{\tau_{AP}} \quad (5.47)$$

onde  $\tau_{AP}$  é a constante de tempo do aquecedor proporcional e  $Q_{h0}$  é o valor inicial para integração da equação.

### 5.2.3 – Modelagem de tubulações e “plenuns”

Para determinação das equações dinâmicas relativas às temperaturas do refrigerante nos nodos das pernas quente e fria e “plenuns” do gerador de vapor e do reator, indicados na figura 5.1, desenvolveu-se um estudo único, simplificado, baseando-se nas equações de conservação de massa e de energia; conforme a seguir.

Seja a figura abaixo, representando um volume de controle genérico correspondente a um dos nodos em estudo:

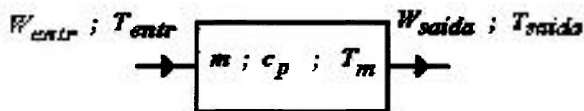


FIGURA 5.5 – Volume de controle genérico para estudo de pernas e plenuns

Aplicando-se a equação de conservação de massa:

$$\frac{dm}{dt} = W_{entrada} - W_{saida} \quad (5.48)$$

onde  $m$  é a massa e  $W$  é a vazão.

A conservação de energia é escrita como:

$$\frac{d(mc_p T_m)}{dt} = W_{entrada} h_{entrada} - W_{saida} h_{saida} \quad (5.49)$$

onde  $T_m$  é a temperatura média do fluido;  $c_p$  o calor específico médio; e,  $h$  a entalpia.

Consideram-se adequadas as hipóteses de que o calor específico e a massa permanecem constantes durante os transientes operacionais, o que permite escrever a equação (5.49) na forma:

$$\frac{dT_m(t)}{dt} = \frac{T_{entrada}(t) - T_{saida}(t)}{\tau} \quad (5.50)$$

onde  $\tau = \frac{m}{W}$ , isto é, o tempo médio de trânsito do líquido no volume.

Como hipótese simplificadora do modelo adotado considerou-se  $T_m(t) = T_{saida}(t)$ , chegando-se a uma equação diferencial simplificada para o modelo; que correspondente a um atraso de transporte de primeira ordem para a temperatura [2, 11].

Aplicando-se o resultado discussão anterior aos nodos representativos das pernas e *plenums*, chega-se às equações finais implantadas no simulador:

$$(1) \text{ Perna Fria : } \quad \frac{dT_C(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_C} T_{GVs}(t) - \frac{1}{\tau_C} T_C(t) \quad (5.51)$$

$$(2) \text{ Perna Quente : } \quad \frac{dT_H(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_H} T_{Rs}(t) - \frac{1}{\tau_H} T_H(t) \quad (5.52)$$

$$(3) \text{ "Plenum" de entrada do reator : } \quad \frac{dT_{Re}(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_{Re}} T_C(t) - \frac{1}{\tau_{Re}} T_{Re}(t) \quad (5.53)$$

$$(4) \text{ "Plenum" de saída do reator : } \quad \frac{dT_{Rs}(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_{Rs}} T_2(t) - \frac{1}{\tau_{Rs}} T_{Rs}(t) \quad (5.54)$$

$$(5) \text{ "Plenum" de entrada do GV : } \quad \frac{dT_{GVe}(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_{GVe}} T_H(t) - \frac{1}{\tau_{GVe}} T_{GVe}(t) \quad (5.55)$$

$$(6) \text{ "Plenum" de saída do GV : } \quad \frac{dT_{GVs}(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_{GVs}} T_{GV}(t) - \frac{1}{\tau_{GVs}} T_{GVs}(t) \quad (5.56)$$

#### 5.2.4 - O modelo do Gerador de Vapor

A construção de um modelo matemático para o gerador de vapor é extremamente complexa, tendo em vista os diversos processos relacionados com a transferência de calor e escoamento do lado secundário. Na literatura de referência [2, 11, 25] são apresentados modelos

com simplificações aceitáveis para o estudo do comportamento dinâmico do gerador de vapor, contemplando-se as diversas variáveis relacionadas.

Considerando que o objetivo deste trabalho não é o desenvolvimento de um modelo completo para estudo do comportamento do gerador de vapor, e sim obter uma relação entre as temperaturas do lado primário e a potência secundária, optou-se pelo seguinte modelo [2] simplificado:

$$\frac{dT_{GV}(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_{GV}}(T_{Gve}(t) - T_{GV}(t)) - \frac{P_{SEC}(t)}{m_{GV}c_p} \quad (5.57)$$

onde :

$T_{GV}(t)$  : Temperatura do nodo representativo do refrigerante no interior do gerador de vapor

$T_{Gve}(t)$  : Temperatura do nodo representativo do refrigerante no “plenum” de entrada do gerador de vapor

$\tau_{GV}$  : Tempo de residência do refrigerante no interior do gerador de vapor.

$P_{SEC}(t)$  : Potência removida pelo refrigerante do circuito secundário.

$m_{GV}$  : Massa do refrigerante no interior do gerador de vapor

$c_p$  : Calor específico do Refrigerante

Considerando a vazão constante e igual a  $W$ , tem-se para o tempo de residência:

$$\tau_{GV} = \frac{m_{GV}}{W} \quad (5.58)$$

Num modelo simplificado podemos considerar que a potência removida pelo refrigerante do circuito secundário ( $P_{SEC}$ ) corresponde à potência que passa pelo metal dos tubos do gerador de vapor, e que é dada pela seguinte equação [13]:

$$P_{SEC}(t) = A_{TC} h_{TC} (T_{GV}(t) - T_{tub}(t)) \quad (5.59)$$

onde :

$A_{TC}$  : Área efetiva de troca de calor entre o refrigerante e os tubos do GV.

$h_{TC}$  : Coeficiente de transferência de calor primário-tubos do GV.

$T_{tub}$  : Variável correspondente à temperatura dos tubos do GV.

Nota-se, então, que a simplificação adotada representa a potência efetivamente transferida ao refrigerante do circuito secundário. Contudo, para utilização de  $P_{SEC}(t)$ , a partir da equação (5.57), como função de excitação para o estudo do sistema de controle do reator, adotou-se uma relação linear entre  $P_{SEC}$  e a potência efetiva da turbina ( $P_{turb}$ ) na condição estacionária. O fator  $K_{sec}$ , parâmetro de entrada do programa, pode ser utilizado para ajustar essa relação. Na condição dinâmica, definiu-se uma função de ajuste para possibilitar a compensação de atrasos de transporte; ou seja:

$$\frac{dP_{SEC}(t)}{dt} = \frac{K_{sec}P_{turb}(t) - P_{SEC}(t)}{\tau_{sec}} \quad (5.60)$$

onde :

$K_{sec}$  : Fator de compensação de perda de potência secundária.

$P_{turb}(t)$  : Potência efetiva transferida à turbina.

$\tau_{sec}$  : Tempo de atraso

Tanto  $K_{sec}$  como  $\tau_{sec}$  são dados de entrada do simulador; com  $K_{sec} \geq 1$ . A variação de potência, na forma de degrau ou rampa, correspondente à excitação do sistema para início de simulação, será aplicada sobre  $P_{turb}$ .

### 5.3 – Estado estacionário

#### 5.3.1 – Introdução

A equação estacionária de uma variável de estado é obtida, normalmente, fazendo-se nula a derivada em relação ao tempo na equação dinâmica que descreve o comportamento dessa variável. Nos casos em que outras condições de contorno sejam necessárias, estas são apresentadas e justificadas.

#### 5.3.2 – Estacionário do reator

O estudo da condição estacionária do reator inicia-se pela determinação do programa de temperatura média do circuito primário, que é elaborado a partir dos dados de entrada  $P_{nom}$ ,

$T_{min}$  e  $T_{max}$ , referindo-se à potência nominal do reator, temperatura mínima e temperatura máxima do refrigerante, respectivamente. Com esses dados, tem-se que:

$$\frac{P_{REF}}{P_{nom}} = \frac{T_{REF} - T_{min}}{T_{max} - T_{min}} \quad (5.61)$$

A temperatura média de referência ( $T_{REF}$ ), também pode ser escrita na forma:

$$T_{REF} = \left( \frac{T_{Re} + T_2}{2} \right)_{estac.} \quad (5.62)$$

Assim sendo, as temperaturas no estado estacionário são obtidas igualando-se a “zero” as derivadas relativas às equações (5.15) a (5.17), correspondentes ao estudo termo-hidráulico do reator; e, utilizando-se a equação da temperatura de referência (5.62) do refrigerante no circuito primário. Resolvendo o conjunto de equações mencionadas, obtêm-se:

$$T_1 = \frac{\Gamma}{4(mc_p)_1} \left( F_1 + \frac{F_T}{2} \right) P_{REF} - \frac{\Gamma}{4(mc_p)_2} \left( F_2 + \frac{F_F}{2} \right) P_{REF} + T_{REF} \quad (5.63)$$

$$T_2 = \frac{\Gamma}{2(mc_p)_1} \left( F_1 + \frac{F_F}{2} \right) P_{REF} + 2T_{REF} - T_1 \quad (5.64)$$

$$T_F = F_F R P_{REF} + T_1 \quad (5.65)$$

A condição neutrônica estacionária do reator é obtida igualando-se a zero as correspondentes equações dinâmicas (5.3) e (5.4), ou seja:

$$\left( \frac{\rho - \beta}{\Lambda} \right) P_{REF} + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i - 0 \quad (5.66)$$

$$\frac{\beta_i}{\Lambda} P_{REF} - \lambda_i C_i = 0 \quad (5.67)$$



Do sistema acima, além da condição trivial de reatividade nula ( $\rho = 0$ ), chega-se a :

$$C_i = \frac{\beta_i P_{REF}}{\lambda_i \Lambda} \quad (5.68)$$

Adotou-se para a condição estacionária uma reatividade de barra de controle equivalente a 50% de inserção, determinada pela equação (5.10) e representada por  $\rho_{REF}$ . Uma vez estabelecidas as temperaturas e a pressão de referência, tornam-se nulas as reatividades associadas à realimentação. Finalmente, utilizando-se a relação que estabelece a composição da reatividade (5.5) e a condição de reatividade total nula, determina-se o valor inicial para a reatividade fictícia de compensação, ou seja:

$$\rho_0 = -\rho_{REF} \quad (5.69)$$

### 5.3.3 – Estacionário do pressurizador

Para o estudo estacionário, considera-se o pressurizador na condição saturada. Tomando-se as equações dinâmicas (5.25), (5.26) e (5.36), correspondentes às variações de entalpias e de pressão no pressurizador, e aplicando-se a condição estacionária, chega-se a :

$$W_{ev} h_{gs} - W_{co} h_g - W_{cs} h_g - W_{re} h_g = \sum_g = 0 \quad (5.70)$$

$$W_{su} h_{su} + W_{sp} h_{sp} + W_{cs} h_g - W_{ev} h_{gs} + W_{co} h_g + Qh = \sum_l = 0 \quad (5.71)$$

Como a pressão é assumida com o valor nominal, então:

$$W_{re} = 0 \quad (5.72)$$

Combinando os resultados acima, com o auxílio das correlações definidas para determinação das taxas de transferência de massa nos dois volumes de controle, e, utilizando-se o subscrito “0” para identificação da condição estacionária, chega-se a:

$$W_{sp0} (h_{sp} - h_{su}) + W_{ev} (h_g - h_{gs}) + Q_{h0} = 0 \quad (5.73)$$

$$Qh_0 = W_{sp0} (h_{su} - h_{sp}) \quad (5.74)$$

Sabendo que na condição de saturação  $h_g = h_{gs}$ , e adotando-se um valor para  $W_{sp0}$ , calculam-se todas as taxas iniciais.

As massas de líquido e de vapor na condição estacionária são determinadas a partir das constantes termodinâmicas do estado saturado, das dimensões do vaso e do nível normal de líquido, considerando-se o pressurizador como um cilindro regular e desprezando-se os volumes dos corpos internos, inclusive do aquecedor elétrico. Assume-se que a condição normal de operação apresenta o nível de líquido a 50% da altura do vaso.

#### 5.3.4 – Estacionário para tubulações e “plenuns”

As temperaturas dos nodos correspondentes às tubulações e aos “plenuns” do gerador de vapor e do reator são obtidas de forma trivial, por observação direta das equações dinâmicas representativas. Tem-se então, para o lado correspondente à tubulação da perna quente:

$$T_2 = T_{Rs} = T_H = T_{Gve} \quad (5.75)$$

e, para a tubulação da perna fria :

$$T_{GF} = T_{GVs} = T_C = T_{Re} \quad (5.76)$$

A relação entre as temperaturas dos dois segmentos do circuito primário é definida pela temperatura de referência apresentada na equação (5.62) e reescrita na forma modificada:

$$T_{Re} = 2T_{REF} - T_2 \quad (5.77)$$

#### 5.3.5 – Estacionário do gerador de vapor

Considerando-se o modelo simplificado adotado para o gerador de vapor, a condição estacionária é determinada pelo cálculo da potência transferida ao refrigerante do circuito secundário ( $P_{SEC}$ ) em função da temperatura representativa do nodo refrigerante ( $T_{GF}$ ). Igualando-se a equação dinâmica (5.57) a zero, obtém-se diretamente:

$$P_{SEC} = \frac{m_{GV} c_p}{\tau_{GV}} (T_{GVe} - T_{GV}) \quad (5.78)$$

A equação de ajuste da potência secundária (5.60), apresenta o valor da potência corrigida considerada efetivamente transferida à turbina na condição estacionária, que é expressa como:

$$P_{urb} = \frac{P_{SEC}}{K_{sec}} \quad (5.79)$$

## 6 - MALHAS DE CONTROLE INTRODUZIDAS NO PROGRAMA

### 6.1 – Introdução

Conforme mencionado na introdução deste trabalho, o objetivo de um sistema de controle em uma instalação nuclear é permitir que a mesma acompanhe, no modo automático, as variações de carga exigidas, garantindo-se o retorno à condição de equilíbrio sem atingir nenhum limite ou restrição de projeto. Para unidades term nucleares PWR comerciais típicas, em geral o sistema de controle é projetado para operar seguramente no modo automático, suportando transientes em degraus de até  $\pm 10\%$  da potência nominal<sup>[1,2]</sup>.

Para atender as especificações de desempenho propostas, o projeto do sistema de controle tem a seu favor os efeitos de autocontrole ocasionados pela realimentação de reatividade negativa<sup>[19]</sup> em relação às variações de temperatura do refrigerante e do combustível; ou seja, com o aumento das temperaturas do refrigerante e do combustível ocasionada pela rejeição de carga, a reatividade do núcleo diminui tendendo a acompanhar a nova condição de carga. Para o incremento de carga o efeito é inverso, sendo a diminuição de temperatura acompanhada pelo incremento de reatividade. Esse comportamento, em maior ou menor grau dependendo do projeto de cada reator, é fundamental para a estabilidade da planta e para a confiabilidade de instalações tipo PWR.

Os efeitos de realimentação negativa de reatividade em função da temperatura estão incorporados no modelo do reator desenvolvido no capítulo anterior, assim como efeitos de realimentação causados pela variação de pressão. A última parcela de reatividade considerada no modelo refere-se a reatividade inserida pelas barras de controle e, o controle efetivo dessa componente de reatividade, é que determinará a atendimento às especificações de desempenho do sistema de controle da instalação. Voltando à equação (5.5) e introduzindo os termos  $\delta\rho_F$ ,  $\delta\rho_C$  e  $\delta\rho_P$  para se designar as parcelas de reatividade devido às variações da temperatura do combustível, do refrigerante e de variação de pressão do circuito primário, respectivamente; tem-se a equação final de variação de reatividade no núcleo :

$$\delta\rho(t) = \delta\rho_F(t) + \delta\rho_C(t) + \delta\rho_P(t) + \delta\rho_B(t) \quad (6.1)$$

No diagrama de blocos apresentado na figura 6.1 resume-se o exposto, com indicação de todos os componentes associados á equação (6.1) acima.

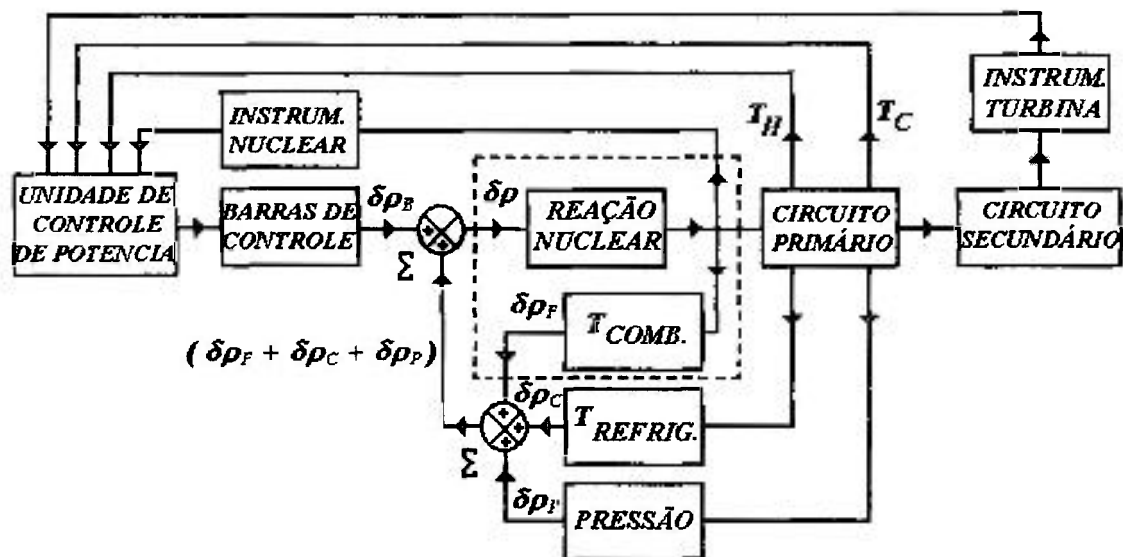


FIGURA 6.1 – Diagrama de blocos mostrando os efeitos de realimentação no controle do reator.

Neste capítulo, serão apresentadas as duas malhas que compõem o sistema de controle incorporado no simulador. A primeira e principal malha, denominada malha de controle de potência, é a responsável pela movimentação das barras de controle, inserindo ou retirando reatividade do núcleo. A segunda malha implantada no simulador refere-se ao controle de pressão no circuito primário e atua especificamente nos aquecedores e válvulas de aspersão do pressurizador. Observe-se que a operação satisfatória da malha de controle de pressão evita os efeitos de realimentação de reatividade por variações de pressão, que são normalmente positivos, ao contrário dos efeitos de variação de temperatura. A configuração definida para cada uma das malhas estudada está baseada em diagramas típicos apresentados na literatura de referência [1, 16, 19].

Definidos o modelo matemático da instalação e o sistema de controle, têm-se então os instrumentos necessários para a construção de um programa computacional dedicado ao estudo dinâmico em malha aberta e em malha fechada, apropriado para auxiliar no ajuste dos parâmetros incorporados ao sistema de controle.

## 6.2 – Malha de controle de potência

### 6.2.1 – Diagrama de blocos

O diagrama de blocos da malha de controle de potência do reator está apresentado na figura 6.2. Comparando-se com uma malha de controle genérica, podemos dividir funcionalmente o conjunto de blocos em três partes, a saber: (1) entrada de sinais, constituídos pelos blocos representativos das medições de potência da turbina, potência do reator e temperaturas do refrigerante nas pernas fria e quente; (2) blocos de controle, representados pelos blocos matemáticos relacionados a ajuste de ganhos, compensação de sinais e de programas de controle; e (3) elemento final de controle, no caso representado pelos blocos de programação de velocidade e de acionamento de barras.

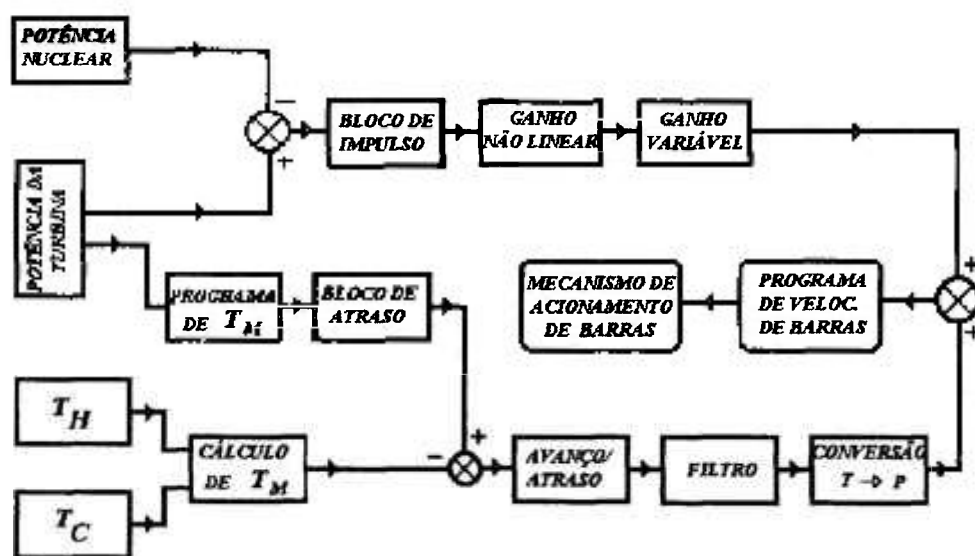


FIGURA 6.2 – Diagrama de blocos da malha de controle de potência do reator

O sinal de saída para o elemento final é constituído pela composição de dois sinais, cada um deles resultado do processamento de um sinal de erro entre as variáveis monitoradas durante a simulação. Denomina-se “canal de potência” para o conjunto de blocos associados ao sinal de erro entre as potências nuclear e da turbina, e, “canal de temperatura” para o conjunto de blocos atuantes na determinação do outro sinal de erro, resultante da comparação entre a temperatura média real e a temperatura média prevista pelo programa de temperaturas.

Observe-se que o sinal de referência para o programa de temperaturas é o sinal de potência da turbina.

Como sinais de entrada do programa de simulação foram consideradas as variáveis indicadas no equacionamento dinâmico, não sendo incorporadas compensações por conta de sensores, transdutores ou outros componentes da instrumentação. Obviamente, esses efeitos podem ser devidamente considerados através do ajuste dos parâmetros dos blocos de compensação existentes em cada canal. No caso específico do sinal proveniente do sensor de fluxo de nêutrons, utilizou-se nos cálculos a própria potência nuclear ( $P$ ), obtida na integração da equação (5.3).

No desenvolvimento matemático de cada bloco de compensação, utilizou-se a teoria de função de transferência e, posteriormente, retornou-se ao domínio do tempo considerando-se as condições iniciais nulas [14].

### 6.2.2 – Canal de potência

Tomando-se o canal de potência apresentado na figura 6.3, o sinal básico de erro de referência  $E_{p0}(t)$  é dado por:

$$E_{p0}(t) = K_{sec} P_{turb}(t) - P(t) \quad (6.2)$$

sendo  $P_{turb}(t)$  a variável correspondente à potência normalizada efetivamente solicitada pela turbina,  $K_{sec}$  é uma constante estabelecida no modelo matemático da turbina, e  $P(t)$  é a variável relativa à potência nuclear normalizada. Os valores de potência estão normalizados e na condição de regime, sob qualquer potência,  $E_{p0} = 0$ .

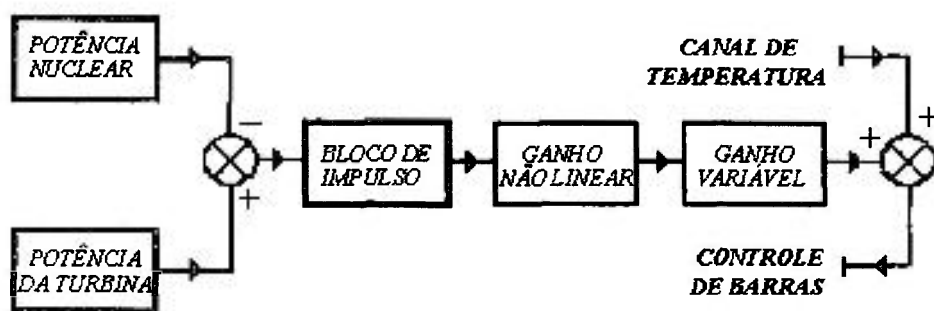


FIGURA 6.3 – Diagrama de blocos do canal de potência

O sinal  $E_{p0}(t)$  passa por um bloco compensador com função de impulso e transforma-se no sinal  $E_{pl}(t)$ . Para uma melhor avaliação matemática, divide-se o bloco compensador de impulso em dois blocos em série, conforme mostrado na figura 6.4 a seguir, com indicação das correspondentes funções de transferência.

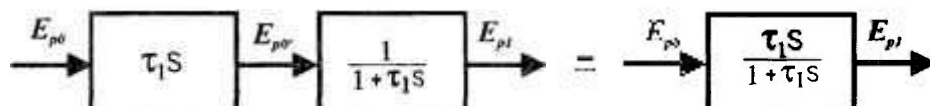


FIGURA 6.4 – Bloco compensador de impulso

O primeiro bloco  $[\tau_1 s]$  é caracterizado por uma função de transferência com ação de controle derivativa e o segundo bloco  $\left[ \frac{1}{1 + \tau_1 s} \right]$  por uma ação integradora, com a função de atenuar os sinais de alta frequência. Equacionando-se, no domínio do tempo cada bloco apresentado, obtêm-se:

$$\text{- Bloco derivativo :} \quad E_{p0}'(t) = \tau_1 \frac{dE_{p0}(t)}{dt} \quad (6.3)$$

$$\text{- Filtro passa baixa :} \quad E_{p0}'(t) = E_{pl}(t) + \tau_1 \frac{dE_{pl}(t)}{dt} \quad (6.4)$$

Assumindo a aproximação da derivada da equação (6.3) pelo método das diferenças finitas <sup>[6]</sup>, considerando apenas o termo de primeira ordem, obtêm-se:

$$E_{p0}'(t) = \tau_1 \left( \frac{E_{p0}(t + \Delta t) - E_{p0}(t)}{\Delta t} \right) \quad (6.5)$$

Aplicando-se diferenças finitas também para o termo  $\frac{dE_{pl}}{dt}$  e igualando-se (6.3) com (6.4), chega-se à seguinte equação:

$$E_{pl}(t + \Delta t) = [E_{p0}(t + \Delta t) - E_{p0}(t)] + E_{pl}(t) \left( 1 - \frac{\Delta t}{\tau_1} \right) \quad (6.6)$$



onde o parâmetro  $\tau_1$  é um dado de entrada do programa.

O próximo bloco do canal de potência, com saída  $E_{p2}$ , tem a função de corrigir o sinal de entrada  $E_{p1}$  de forma não linear, aplicando um ganho maior para os sinais de erro com maior amplitude. Na figura 6.5 mostra-se o gráfico representativo do bloco, que obedece ao seguinte sistema de equações:

$$\left\{ \begin{array}{l} E_{p2}(t) = K_{p1} E_{p1}(t) ; \text{ para } |E_{p1}(t)| < \delta_{p1} \\ E_{p2}(t) = K_{p1} \delta_{p1} + K_{p2} [E_{p1}(t) - \delta_{p1}] ; \text{ para } E_{p1}(t) > \delta_{p1} \\ E_{p2}(t) = -K_{p1} \delta_{p1} + K_{p2} [E_{p1}(t) + \delta_{p1}] ; \text{ para } E_{p1}(t) < -\delta_{p1} \end{array} \right. \quad (6.7)$$

Neste bloco os dados de entrada do simulador são:  $K_{p1}$ ,  $K_{p2}$  e  $\delta_{p1}$

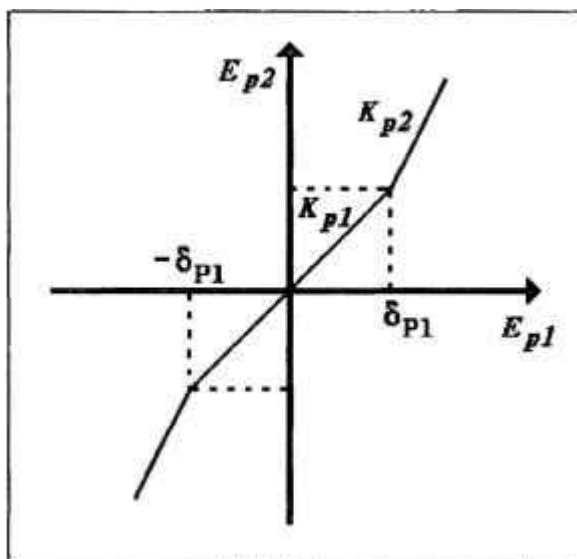


FIGURA 6.5 – Característica do bloco de ganho não linear

Completando o canal de potência, introduziu-se um bloco de ganho variável, com saída  $E_{p3}$ , cuja função é corrigir o sinal de saída  $E_{p2}$  do bloco de ganho não linear, tomando-se como referência a razão entre a potência solicitada e a potência nominal da turbina. O gráfico

demonstrativo do ganho em função de  $\frac{P_{turb}}{P_{turb(nom)}}$  é apresentado na figura 6.6. O sinal de saída

do bloco em função da entrada e do ganho variável é dado pelo sistema :

$$\left\{ \begin{array}{l} E_{p3}(t) = K_{P3} E_{P2}(t) ; \text{ para } \frac{P_{turb}}{P_{turb(nom)}} \leq \delta_{P2} \\ E_{p3}(t) = [K_{P4} + (K_{P3} - K_{P4})e^{-\xi}] E_{P2}(t) ; \text{ para } \frac{P_{turb}}{P_{turb(nom)}} > \delta_{P2} \end{array} \right.$$

onde:  $\xi = \frac{P_{turb}}{P_{turb(nom)}} \delta_{P2} \tau_2$  (6.8)

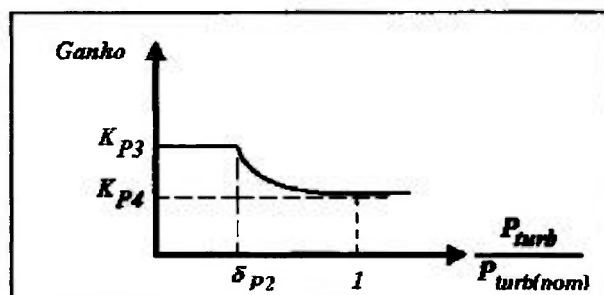


FIGURA 6.6 – Bloco de ganho variável

Os valores implantados para  $\delta_{P2}$  normalmente estão próximos a 0,5. Todos os parâmetros apresentados [  $K_{P3}$ ,  $K_{P4}$ ,  $\delta_{P2}$  e  $\tau_2$  ] são configuráveis em tela de entrada.

### 6.2.3 – Canal de temperatura

Na figura 6.7 destacou-se o canal de temperatura do diagrama geral apresentado na figura 6.2. O primeiro sinal de entrada no ramo corresponde à potência da turbina ( $P_{turb}(t)$ ).

O bloco denominado “programa de temperatura média” recebe o sinal  $P_{turb}(t)$  e gera um sinal de saída correspondente à temperatura média de referência  $T_{REF}(t)$  no refrigerante do circuito primário, de acordo com a equação de reta:

$$T_{REF}(t) = K_{SAC} P_{turb}(t) \frac{[T_{max} - T_{min}]}{P_{turb}} + T_{min} \quad (6.9)$$

onde os valores de  $T_{max}$  e  $T_{min}$  são parâmetros de entrada do programa de simulação e correspondem às temperaturas médias do refrigerante nas condições de potência nominal e potência “zero”, respectivamente.  $P_{nom}$  é a potência nominal do reator.

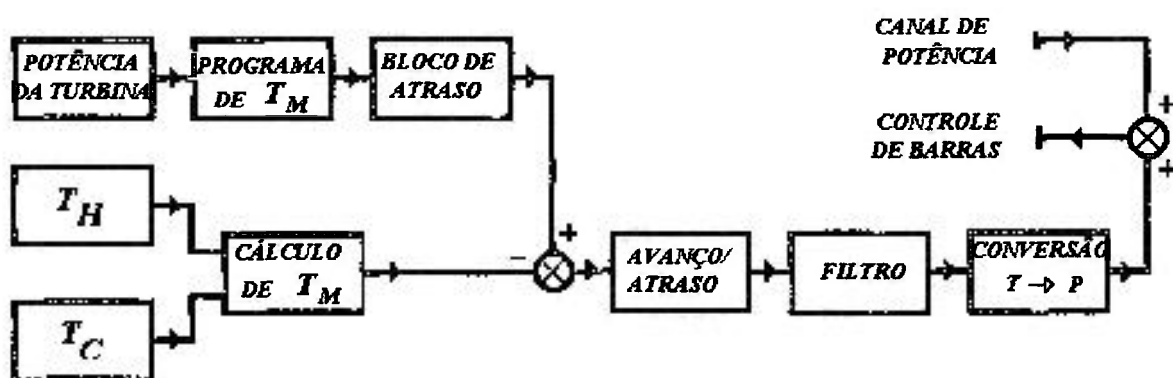


FIGURA 6.7 – Canal de temperatura

Na saída do bloco do programa de temperatura média introduziu-se uma unidade compensadora com característica integradora (ou de atraso), com função de transferência indicada no esquema representativo ilustrado na figura 6.8 a seguir.

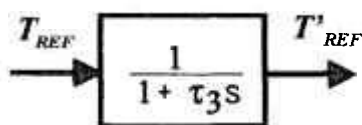


FIGURA 6.8 – Bloco integrador ou de atraso

Da mesma forma que na seção anterior, desenvolvendo-se a equação diferencial correspondente ao bloco e aplicando-se o método das diferenças finitas, chega-se ao seguinte resultado:

$$T''_{REF}(t + \Delta t) = \frac{\Delta t}{\tau_3} [T'_{REF}(t) - T''_{REF}(t)] + T''_{REF}(t) \quad (6.10)$$

onde  $\tau_3$  é um parâmetro configurável em tela de entrada do programa.

Para comparar com  $T'_{REF}(t)$ , tem-se no outro ramo do canal de temperatura a temperatura média  $T_M(t)$ , calculada sobre os valores reais de temperatura do refrigerante nas pernas quente e fria; ou seja :

$$T_M(t) = \frac{T_H(t) + T_F(t)}{2} \quad (6.11)$$

Dessa forma, o sinal básico de erro de referência para temperatura,  $E_{t0}(t)$ , é dado por:

$$E_{t0}(t) = T'_{REF}(t) - T_M(t) \quad (6.12)$$

O sinal  $E_{t0}(t)$  entra em um bloco compensador de avanço-atraso, conforme indicado na figura 6.9 e transforma-se no sinal  $E_{t1}$ . O bloco de avanço-atraso caracteriza-se pela composição das ações de controle derivativa e integradora, determinada pelos termos  $(1 + \tau_3 s)$  e  $\frac{1}{1 + \tau_4 s}$ , respectivamente. A ação de avanço ou derivativa caracteriza-se por resultar em melhoria da resposta dinâmica, enquanto que a ação de atraso ou integradora interfere diretamente na melhoria da resposta em regime estacionário; portanto, através da escolha dos parâmetros  $\tau_4$  e  $\tau_5$  ajusta-se o controle desejado.

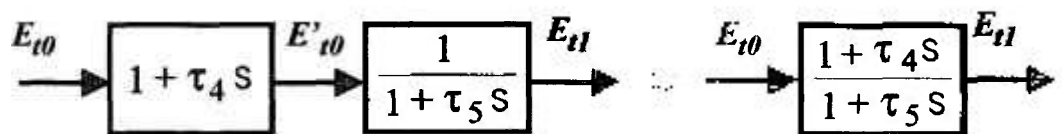


FIGURA 6.9 – Bloco de compensação de avanço-atraso

Novamente, desenvolvendo-se a equação diferencial correspondente a cada bloco e aplicando-se o método das diferenças finitas, chega-se a :

$$E_{t1}(t + \Delta t) = \frac{\Delta t}{\tau_5} [E_{t0}(t) - E_{t1}(t)] + \frac{\tau_4}{\tau_5} [E_{t0}(t + \Delta t) - E_{t0}(t)] + E_{t1}(t) \quad (6.13)$$

Na saída do bloco avanço-atraso introduziu-se um filtro para sinais de alta frequência; dessa maneira o sinal  $E_{t1}$  transforma-se no sinal  $E_{t2}$  através da equação:

$$E_{t2}(t + \Delta t) = \frac{\Delta t}{\tau_6} [E_{t1}(t) - E_{t2}(t)] + E_{t2}(t) \quad (6.14)$$

Finalizando o canal de temperatura, inseriu-se um bloco matemático para transformar o sinal de erro de temperatura em erro de potência térmica normalizado. Chega-se, então ao sinal  $E_{t3}$  que é dado por:

$$E_{t3}(t) = \frac{K_{TC} E_{t2}(t) P(t)}{[T_H(t) - T_C(t)]} \quad (6.15)$$

onde o termo  $\frac{[T_H(t) - T_C(t)]}{P(t)}$  representa o coeficiente  $\frac{\Delta T}{\Delta P}$  e  $K_{TC}$  é uma constante para ajuste do ganho do canal.

#### 6.2.4 – Módulos de programação de velocidades e de acionamento da barra de controle

O sinal de entrada no módulo de programação de velocidades da barra de controle, é composto pela soma dos sinais de saída dos canais de temperatura ( $E_{t3}$ ) e de potência ( $E_{p3}$ ), ou seja :

$$E_{VB}(t) = E_{p3}(t) + E_{t3}(t) \quad (6.16)$$

No programa computacional proposto, considerou-se um programa com duas velocidades de barra, atuando em função de  $E_{VB}$  conforme o diagrama esquemático apresentado na figura 6.10; observando-se que as velocidades [ $Vb_1$  e  $Vb_2$ ] e os parâmetros de referência para mudança de velocidade [ $S1$ ,  $D1$ ,  $S2$ ,  $D2$ ] são ajustáveis pelo usuário.

Não se considerou na modelagem nenhum equacionamento associado aos dispositivos de acionamento de barra, o que determina uma resposta final instantânea do movimento em função de  $E_{VB}$  exatamente conforme mostrado no gráfico da Figura 6.10. A posição

instantânea da barra de controle durante o transiente é determinada pela integração da equação (5.9), ou seja:

$$P_{osc}(t) = veloc_B * t + P_{osc(0)} \quad (6.17)$$

sendo  $P_{osc(0)} = 50\%$  do comprimento total da barra quando realizadas simulações com transiente na turbina, e  $veloc_B$  um dos valores identificados no programa de velocidade.

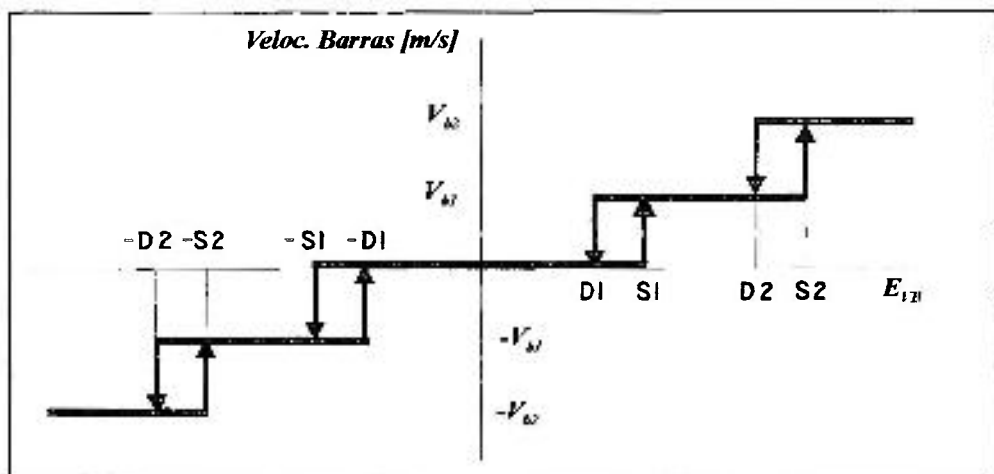


FIGURA 6.10 – Programa de velocidade de barras

### 6.3 – Malha de controle de pressão do circuito primário

#### 6.3.1 – Diagrama de blocos

O diagrama de blocos da malha de controle de pressão no circuito primário está apresentado na figura 6.11. Na entrada da malha identificam-se o sinal de pressão de referência do circuito e o sinal correspondente à pressão efetivamente medida no pressurizador. A unidade de controle constitui-se basicamente de um módulo simples com ação realimentada proporcional + integral (PI) associado a um circuito com parâmetros programáveis que gera sinais para os dispositivos de controle. Os dispositivos acionados, que atuam como elementos finais de controle, são: 1. Aquecedor proporcional, cujo funcionamento é regido pelas equações (5.46) e (5.47); 2. Aquecedor de retaguarda, que atua sob controle do tipo “liga-desliga” e apresenta um comportamento dinâmico conforme equação (5.44); 3. Um

conjunto de válvulas de aspersão, atuando de acordo com um programa estabelecido em função do valor da sobre-pressão no pressurizador; e, 4. Uma válvula de alívio, para atuação na condição de pressão muito alta.

A pressão de referência no circuito primário ( $P_{p(REF)}$ ) é um dado de entrada do programa, assim como todos os parâmetros e limites definidos para o módulo de controle e circuito de intertravamento. A variável pressão, obtida a partir da integração da equação (5.36), é utilizada para o cálculo do sinal de erro da malha realimentada.

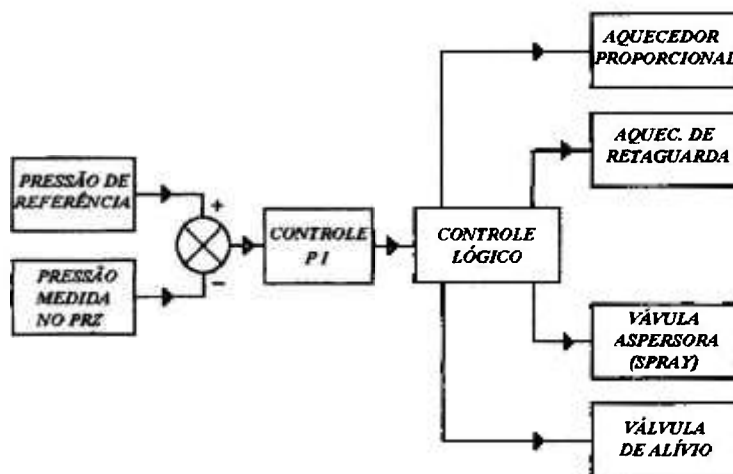


FIGURA 6.11 – Diagrama da malha de controle de pressão

### 6.3.2 – Equacionamento

O sinal de erro de pressão, denominado  $E_{z0}$  é obtido da forma :

$$E_{z0}(t) = P_{p(REF)} - P_p(t) \quad (6.18)$$

O módulo de controle está representado no diagrama de blocos da figura 6.12, identificando-se  $K_{pp}$  como o parâmetro que determina o ganho proporcional e  $\tau_I$  como a constante de tempo associada à função integradora.

A saída  $E_{z1}(t)$ , correspondente à ação proporcional, é dada por:

$$E_{z1}(t) = K_{pp} E_{z0}(t) \quad (6.19)$$

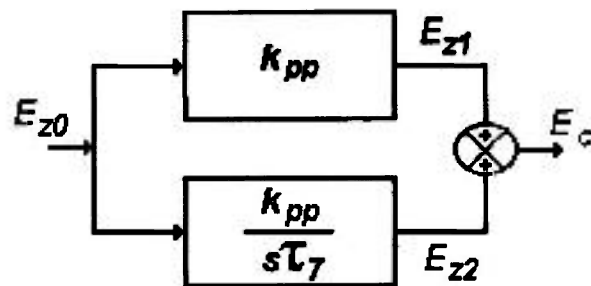


FIGURA 6.12 – Diagrama de blocos do módulo de controle proporcional + integral

No bloco integrador, a saída  $E_{z2}(t)$ , discretizada no domínio do tempo, é dada por:

$$E_{z2}(t) = E_{z2}(t - \Delta t) + \frac{k_{pp} \Delta t}{\tau_7} E_{z0}(t - \Delta t) \quad (6.20)$$

Somando-se  $E_{z1}(t)$  com  $E_{z2}(t)$ , resulta em:

$$E_C(t) = k_{pp} E_{z0}(t) + \frac{k_{pp} \Delta t}{\tau_7} E_{z0}(t - \Delta t) + E_{z2}(t - \Delta t) \quad (6.21)$$

O sinal de erro compensado  $E_C(t)$  é a referência para acionamento dos dispositivos de controle.

Os aquecedores operam conforme o programa mostrado na figura 6.13, elaborado para a condição de erro estacionário. Os valores indicados para  $E_C(t)$  são calculados utilizando-se a equação (5.46) e as condições de cálculo do estado estacionário para o pressurizador.  $Q_{PN}$  e  $Q_{RN}$  indicam, respectivamente, as potências nominais do aquecedor proporcional e do aquecedor de retaguarda.

Erro corrigido  $E_C$  menor que zero indica alta pressão no sistema e o sistema de controle deve comandar a abertura do conjunto de válvulas de aspersão. Considerou-se no modelo uma vazão constante máxima de aspersão ( $W_{spf}$ ) a ser estabelecida quando o erro corrigido  $E_C$  atingir o valor  $-ep$ , sendo  $ep$  definido na tela de entrada de parâmetros de controle. Para os valores de erro corrigido  $E_C$  entre 0 e  $-ep/3$ , adotou-se uma relação linear para a vazão de aspersão, considerando-se os limites  $W_{sp0}$  e  $W_{spf}/3$ . Da mesma forma, para valores de  $E_C$  entre



–  $ep/3$  e  $-ep$ , adotou-se uma relação linear com os limites  $W_{spf}/3$  e  $W_{spf}$ . Na condição de regime, com  $E_C = 0$ , a vazão de aspersão é  $W_{sp0}$ . De uma forma idealizada, pode-se considerar que o conjunto de válvulas de aspersão é composto por 3 válvulas, observando-se que a capacidade de cada válvula deve compreender os limites de vazão citados, conforme mostrado na figura 6.14.

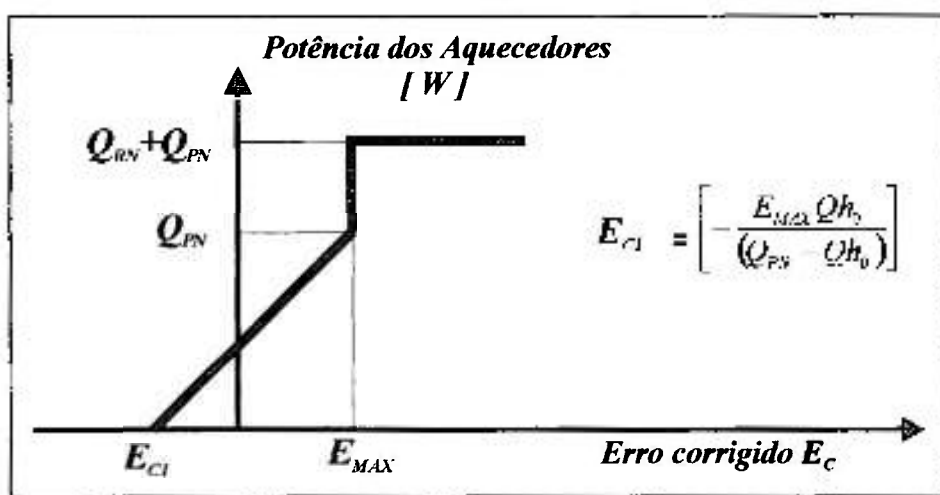


FIGURA 6.13 – Programa para atuação sobre os aquecedores

Na hipótese do erro corrigido  $E_C$  atingir o valor limite designado  $E_{MIN}$ , que também é definido na tela de entrada de parâmetros de controle, ocorre a abertura da válvula de alívio, determinando uma vazão constante de vapor  $W_{RE}$  para fora do sistema. No modelo matemático, desprezou-se o efeito da vazão de vapor de alívio sobre o inventário de refrigerante do sistema.

O modelo proposto, com o sinal de erro corrigido atuando no conjunto de válvulas de aspersão, não é realizado na prática. Normalmente, em instalações PWR comerciais, as válvulas de aspersão instaladas são do tipo “auto-operadas”, ou seja, não necessitam de nenhum comando ou dispositivo de acionamento externo para abertura e fechamento. A ação de controle é estabelecida pela abertura de cada válvula como função exclusiva do diferencial de pressão entre a perna fria e a descarga da válvula, ou seja, o volume superior do pressurizador. No conjunto de aspersão apresentado na referência [23], considerou-se o modelo com válvulas auto-operadas e vazão de aspersão proporcional à variação de pressão. Nessa configuração, a ação de controle PI atua somente sobre os aquecedores elétricos.

Para  $0 > E_C > E_{C1}$ , no modelo incorporado no programa, ocorre operação simultânea de controle através do aquecedor proporcional e do conjunto de válvulas de aspersão. Num estudo mais detalhado, deve-se analisar a presença de possíveis oscilações na pressão do sistema por conta desse “duplo” controle, e, eventualmente, incorporar, no modelo, um bloqueio na ação do conjunto de aspersão enquanto o sistema de aquecimento estiver ligado, ou seja:  $W_{sp} = W_{sp0}$  se  $0 > E_C > E_{C1}$ .

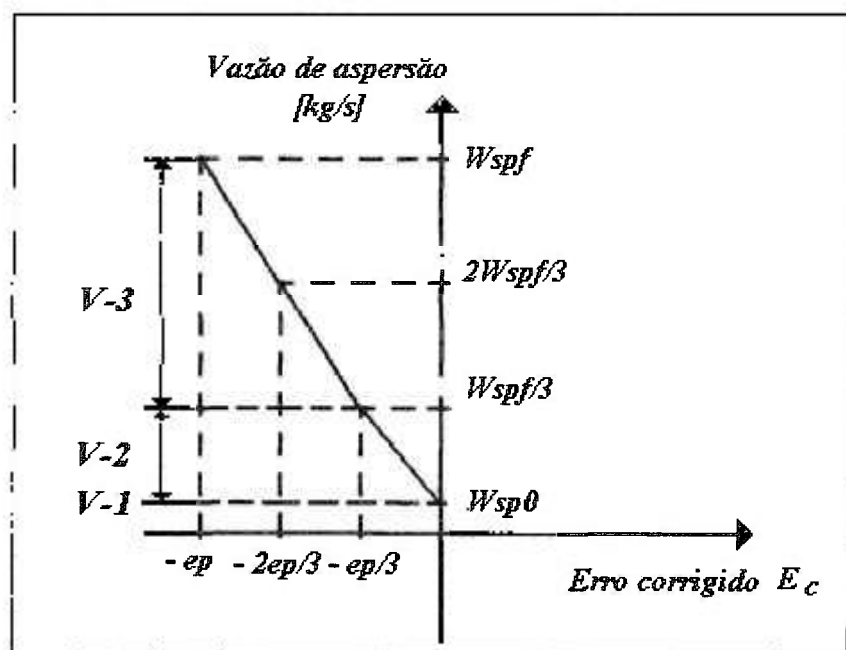


FIGURA 6.14 – Programa para atuação sobre as válvulas de aspersão.

## 7 – DESENVOLVIMENTO DO PROGRAMA COMPUTACIONAL

### 7.1 – Introdução

A escolha do software *Matlab* <sup>[26]</sup> como ferramenta para o desenvolvimento do programa computacional, deveu-se principalmente aos seguintes aspectos: (1) oportunidade de aplicação de um software com recursos de alto nível para programação e geração de interfaces gráficas; e, (2) disponibilidade de licença da *MathWorks* para utilização da versão acadêmica instalada nos microcomputadores do Laboratório de Automação e Controle (LAC) do Departamento de Engenharia de Telecomunicações e Controle da EPUSP. Neste trabalho nenhuma ferramenta especial - “*toolbox*” - disponível no software foi utilizada. Para integração numérica optou-se pela introdução no programa de um algoritmo de cálculo baseado no método de Runge-Kutta de ordem 4 <sup>[27, 28]</sup>, não sendo aplicadas as opções específicas para integração – funções “*ode*” - também disponíveis no software.

### 7.2 – Estrutura do programa computacional

Utilizando-se dos recursos de programação do software *Matlab*, foi elaborado um conjunto de rotinas – ou arquivos “*m*” – responsáveis pela entrada de dados, processamento, visualização gráfica e saída de resultados. A esse conjunto de arquivos devidamente interrelacionado foi dado o nome **SIMULADOR**. Na figura 7.1 está apresentada a estrutura básica do programa, onde estão identificados os arquivos das interfaces gráficas correspondentes aos botões de controle da tela principal do programa. Nos subitens a seguir é feita uma descrição resumida de cada bloco indicado na figura.

#### 7.2.1 – Tela principal do programa

Na tela principal do programa, mostrada na figura 7.2 e visível para operação quando o nome do programa – simulador – é digitado na janela principal de trabalho do *Matlab*, destacam-se os botões de controle e as saídas gráficas para acompanhamento da simulação.

Cada botão de controle está associado a uma função específica de carregamento do programa, processamento matemático ou visualização de resultados.

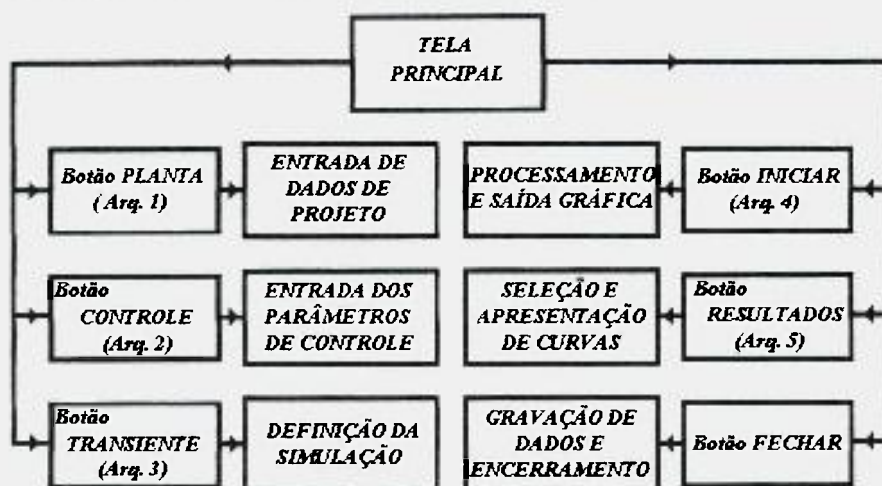


FIGURA 7.1 - Estrutura básica do programa.

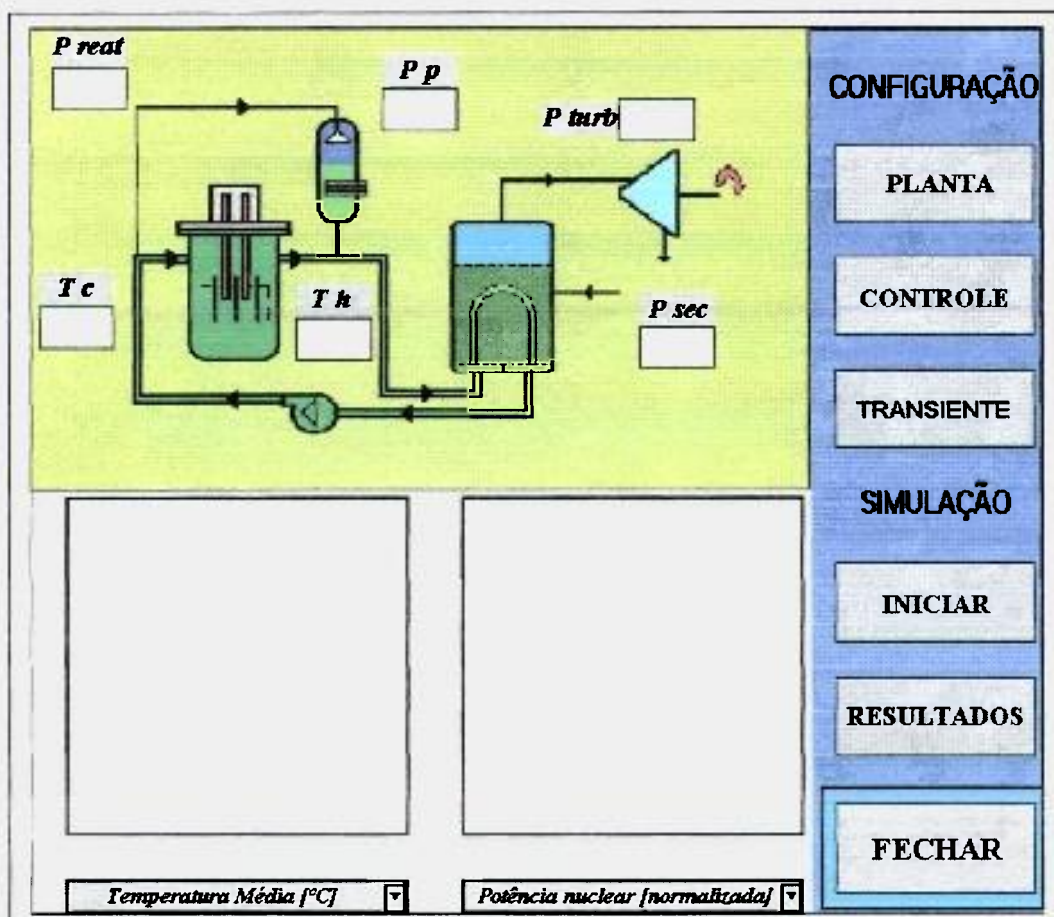


FIGURA 7.2 – Tela principal do programa de simulação.

Durante o período de simulação, é possível o acompanhamento do comportamento das variáveis envolvidas no processo através de seis janelas indicativas – *displays* – e de dois eixos cartesianos. No caso dos *displays*, estão disponíveis para monitoração contínua, com atualização a cada intervalo de integração, as seguintes grandezas: potência nuclear, potência na turbina, potência transferida ao circuito secundário, temperatura nas pernas quente e fria, e pressão no pressurizador; sendo que os valores de potência e de pressão são apresentados de forma normalizada e os valores de temperatura em grau Celsius.

No gráfico mostrado no canto inferior esquerdo da tela é possível selecionar para visualização temporal, também atualizado a cada passo de integração, uma das seguintes grandezas: temperatura média do refrigerante, temperatura do refrigerante na perna quente, temperatura do refrigerante na perna fria, temperatura no combustível ou temperatura do refrigerante no gerador de vapor. À semelhança do primeiro, no segundo gráfico também é selecionada uma dentre as variáveis apresentadas no menu, ou mais especificamente: potência nuclear, potência no circuito secundário, potência na turbina, pressão no sistema ou nível no pressurizador; sendo todos os valores na forma normalizada, de 0 a 1.

Todos os botões de controle do programa estão situados no lado direito da tela principal e, quando acionados, ativam módulos específicos do programa conforme detalhado a seguir.

### 7.2.2 - Botão “PLANTA”

Acionando-se o botão PLANTA, abre-se a janela de entrada de valores de referência, mostrada na figura 7.3. Através desta janela é possível promover alterações em alguns valores de projeto da planta utilizada como referência – ou “*default*” – no programa de simulação. A implantação de uma nova planta, ou a modificação dos demais dados de projeto e parâmetros neutrônicos do reator, que estão inseridos nos modelos matemáticos e não mostrados na tela em estudo, é realizada diretamente no arquivo “*Arq. 4.1*”, que é acessado exclusivamente da tela de trabalho principal do *Matlab*. Todos os dados originais da “planta de referência” implementada no programa estão disponíveis e protegidos no arquivo de leitura “*si\_dados*”.

Para obtenção da “planta de referência” foram utilizados os dados da instalação nuclear H. B. Robinson <sup>[11]</sup>, adaptados para um protótipo de pequena unidade PWR, conforme as seguintes considerações:

- a) Foram mantidos os valores originais da planta H. B. Robinson correspondentes às características cinéticas, às constantes neutrônicas e ao coeficiente de transferência de calor entre o combustível e o refrigerante. Exceção feita aos coeficientes de reatividade relativos ao combustível e ao refrigerante.
- b) A potência nuclear nominal foi estabelecida em 70 MW ao invés do valor real de 2200 MW;
- c) O inventário de refrigerante, a vazão do circuito primário e as áreas de troca de calor foram reduzidos utilizando-se o fator multiplicativo correspondente à relação: 70MW/2200 MW;

VALORES DE REFERÊNCIA DA PLANTA							
Temperatura Média Mínima [°C]	<input type="text" value="00"/>	Temperatura Média Máxima [°C]	<input type="text" value="00"/>				
Pressão de Referência [bar]	<input type="text" value="00"/>	Fator Ksec [s]	<input type="text" value="00"/>	Tau(sec) [s]	<input type="text" value="00"/>		
DIMENSÕES DO PRESSURIZADOR :		Altura [m]	<input type="text" value="00"/>	Área [m <sup>2</sup> ]	<input type="text" value="00"/>		
AQUECEDOR PROPORCIONAL :		Potência Nominal [kW]	<input type="text" value="00"/>	Cte. Tempo	<input type="text" value="00"/>		
AQUECEDOR DE RETAGUARDA :		Potência Nominal [kW]	<input type="text" value="00"/>	Cte. Tempo	<input type="text" value="00"/>		
VAZÃO MÁXIMA DE ASPERSÃO [kg/s] :			<input type="text" value="00"/>				
COEFICIENTES DE REATIVIDADE							
COMBUSTÍVEL :	aF	<input type="text" value="00"/>	bF	<input type="text" value="00"/>	cF	<input type="text" value="00"/>	
REFRIGERANTE :	aC	<input type="text" value="00"/>	bC	<input type="text" value="00"/>	cC	<input type="text" value="00"/>	
PRESSÃO :	aP	<input type="text" value="00"/>	bP	<input type="text" value="00"/>	cP	<input type="text" value="00"/>	
COEFICIENTES DA EQUAÇÃO DE REATIVIDADE DE BARRA							
aB	<input type="text" value="00"/>	bB	<input type="text" value="00"/>	cB	<input type="text" value="00"/>	dB	<input type="text" value="00"/>
CARREGAR		DEFAULT		FECHAR			

FIGURA 7.3 – Tela de entrada de valores de referência da planta simulada.

- d) Os produtos  $(mc_p)_{ref}$  e  $(mc_p)_{comb}$ , presentes no modelo termo-hidráulico do reator, foram obtidos mantendo-se os valores típicos dos coeficientes de transferência de calor e, dividindo-se as massas correspondentes pela constante 70/2200;
- e) Adotou-se o programa de temperatura média constante e igual a 275 °C;
- f) A pressão nominal do circuito primário foi estabelecida em 140 bar;

- g) Para o volume do pressurizador, a redução simples pelo fator 70/2200 não apresentou bons resultados. Multiplicando-se por 1,5 o volume calculado, os resultados apresentaram-se próximos ao modelo do programa SIMPCO.
- h) A potência dos aquecedores e a vazão de aspersão foram determinadas por ensaios do modelo do pressurizador.

Os valores da planta de referência são carregados automaticamente quando a tela é aberta, e podem ser restituídos acionando-se o botão DEFAULT. No caso de modificações realizadas nos valores apresentados na tela, o botão CARREGAR deve ser acionado. O botão FECHAR, localizado no canto direito, retorna à tela principal do programa.

### 7.2.3 - Botão “CONTROLE”

É através do botão CONTROLE que se tem acesso à tela de entrada dos parâmetros associados à malha de controle de potência do reator, e à malha de controle de pressão do circuito primário. Conforme mostrado através da figura 7.4, a tela em discussão foi construída contemplando-se todos os parâmetros apresentados no equacionamento desenvolvido no capítulo 5, e está subdividida nos seguintes grupos de dados: (1) Canal de potência da malha de controle do reator; (2) Canal de temperatura da malha de controle do reator; (3) Programa de velocidade de barras; e, (4) Malha de controle de pressão do sistema.

Para completar a planta de referência incorporada no programa e apresentada na seção anterior, houve necessidade de se definir valores “*default*” para os parâmetros apresentados nos blocos de compensação de cada malha de controle e no programa de velocidade de barras. No caso dos parâmetros do controle PI da malha de controle de pressão, procedeu-se do seguinte modo:

- a) Fixou-se  $E_{max} = 1$  (equação 5.46) no programa de atuação dos aquecedores, observando-se que as potências dos aquecedores e as vazões de aspersão, nas condições de regime e de sobre-pressão, são dados de entrada do programa.
- b) Mantendo-se o controle do reator em malha aberta, foram realizadas simulações com excitações em degrau e em rampa, buscando-se, por processo de busca exaustiva<sup>[3]</sup>, valores apropriados para os parâmetros da malha de controle de pressão do sistema. Como critério básico de desempenho para a busca utilizou-se um índice associado à

menor integral do erro quadrático, considerando-se o erro a diferença entre a pressão calculada e a pressão de referência <sup>[14]</sup>.

- c) Na análise dos resultados, foi incorporado o critério adicional de sobre-sinal mínimo, e, avaliado qualitativamente o comportamento dos aquecedores e válvulas de aspersão durante os transientes, especialmente com relação às variações bruscas de potência e de vazão.

Os valores escolhidos como “default” para  $K_{pp}$  e  $\tau_7$  não representam resultados ótimos e sim valores adequados que garantem a estabilidade e a acomodação após transientes em degrau e em rampa no limite do sistema de controle.

PARÂMETROS DAS MALHAS DE CONTROLE					
CANAL DE POTÊNCIA DA MALHA DE CONTROLE DO REATOR					
BLOCO DE IMPULSO	Tau1 [s]	00			
GANHO NÃO LINEAR	KP1	00	KP2	00	DT_P1
GANHO VARIÁVEL	KP3	00	KP4	00	
	DT_P2	00	Tau2 [s]	00	
CANAL DE TEMPERATURA DA MALHA DE CONTROLE DO REATOR					
BLOCO DE ATRASO	Tau3 [s]	00			
AVANÇO-ATRASO	Tau4 [s]	00	Tau5 [s]	00	
FILTRO	Tau6 [s]	00	CONVERSÃO	ktp	00
PROGRAMA DE VELOCIDADES DA BARRA DE CONTROLE					
VELOCIDADE 1 [m/s]	00	VELOCIDADE 2 [m/s]	00		
Comutação: PARADA/VELOC. 1	00	Comutação: VELOC. 1/VELOC. 2	00		
Comutação: VELOC. 1/PARADA	00	Comutação: VELOC. 2/VELOC. 1	00		
MALHA DE CONTROLE DE PRESSÃO DO SISTEMA					
BLOCO P + I	KPP	00	Tau7 [s]	00	
ERRO PARA ASPERSÃO MÁXIMA	00	ERRO PARA VÁLVULA DE ALÍVIO	00		
CARREGAR		DEFAULT		FECHAR	

FIGURA 7.4 – Tela de entrada de parâmetros de controle da planta simulada.

Na seleção dos valores de referência para os parâmetros da malha de controle do reator, utilizou-se o método de tentativa e erro, com análise inicial de faixas de validade de valores. A busca por valores ótimos para ajuste da malha está fora do escopo deste trabalho. De uma maneira geral, o processo de determinação dos parâmetros “default” para a malha de controle do reator seguiu a seqüência:

- a) Definição de um programa de velocidade de barras.



- b) Implantação de valores nos parâmetros da malha e simulação em malha fechada, com excitação em degrau de  $\pm 10\%$  da potência nominal e em rampa de  $\pm 15\%/minuto$  da potência nominal.
- c) Repetição de simulações, estudando-se as respostas transitórias obtidas com a variação de valores dos parâmetros mais significativos.
- d) Modificação do programa de velocidade de barras e repetição dos ensaios de simulação conforme itens (b) e (c) anteriores. O procedimento foi repetido até que se chegou a um conjunto de valores que garantiu uma boa condição de controle do reator.

A abertura da tela carrega automaticamente o programa com todos os parâmetros utilizando valores de referência. No caso de serem introduzidos novos valores aos parâmetros de controle e/ou ao programa de velocidade de barras, carrega-se o programa de simulação acionando-se o botão CARREGAR. A restituição dos valores de referência é realizada acionando-se botão DEFAULT, localizado no centro da parte inferior da tela. O botão FECHAR retorna à tela inicial do programa.

#### 7.2.4 - Botão “TRANSIENTE”

O botão TRANSIENTE abre a tela mostrada na figura 7.5. Nessa tela, são definidos:

- a) Tempo ou duração da simulação, em segundos. O valor introduzido determina o tempo final de integração do conjunto de equações diferenciais ordinárias.
- b) Intervalo de integração, em segundos.
- c) Ponto do sistema onde a excitação é aplicada. A caixa de seleção apresenta as opções: Turbina ou Reator. No caso da excitação aplicada na turbina, a excitação ocorre conforme está equacionado no capítulo 5, seção 5.2.4. Considerando-se a opção “reator”, a excitação recai diretamente sobre a barra de controle do reator.
- d) Condição de Controle. Escolhe-se entre malha aberta e malha fechada. No caso de malha aberta, o programa de cálculo não considera a atuação da malha de controle do reator, ou seja, a reatividade de barra ( $\rho_b$ ) permanece constante durante todo o período de simulação. Tendo em vista que neste trabalho apenas o reator e circuito primário são simulados, a excitação aplicada no reator só é definida para simulação em malha aberta.

- e) Tipo de excitação a ser aplicada. Escolhe-se uma entre as opções: degrau ou rampa. Na mesma linha, define-se o valor do degrau [%] ou rampa [% / min] de simulação. O valor da excitação aplicada na turbina toma como referência a sua potência nominal.
- f) Potência inicial normalizada. Este campo abre-se para preenchimento quando é selecionado o transitório na turbina, em degrau ou rampa, ou no reator, exclusivamente para excitação em degrau.
- g) Potência final normalizada. É um campo visível exclusivamente para o transitório em rampa na turbina.
- h) Posição inicial e posição final da barra de controle, em valores normalizados. Estes dois campos tornam-se visíveis na tela, para preenchimento, quando é estabelecido a excitação em rampa no reator.

The screenshot shows a configuration window with the following elements:

- EXCITAÇÃO APLICADA:** A dropdown menu set to "NA TURBINA".
- CONDIÇÃO DE CONTROLE:** A dropdown menu set to "MALHA ABERTA".
- TEMPO DE SIMULAÇÃO, EM SEGUNDOS:** A numeric input field containing "00".
- INTERVALO DE INTEGRAÇÃO, EM SEGUNDOS:** A numeric input field containing "00".
- EXCITAÇÃO:** A dropdown menu set to "RAMPA", followed by a numeric input field containing "00" and the unit "%/min".
- POTÊNCIA INICIAL NORMALIZADA:** A numeric input field containing "00".
- POTÊNCIA FINAL NORMALIZADA:** A numeric input field containing "00".
- FECHAR:** A button at the bottom center of the window.

*FIGURA 7.5 - Tela de entrada para configuração da simulação, com os campos correspondentes à excitação em rampa na turbina.*

O botão FECHAR carrega o programa e retorna à tela principal, prontificando o sistema para o início da simulação. O preenchimento incorreto da tela é acusado por janelas auxiliares de advertência que indicam as falhas de preenchimento.

### 7.2.5 - Botão “INICIAR”

Acionando-se o botão INICIAR, o programa inicia o processamento e comanda a atualização dos gráficos de saída e dos “displays” a cada intervalo de integração. No diagrama de blocos correspondente à figura 7.6, estão mostrados todos os arquivos “tipo m” que contemplam as diversas possibilidades de simulação e as rotinas de cálculo envolvidas no processamento.

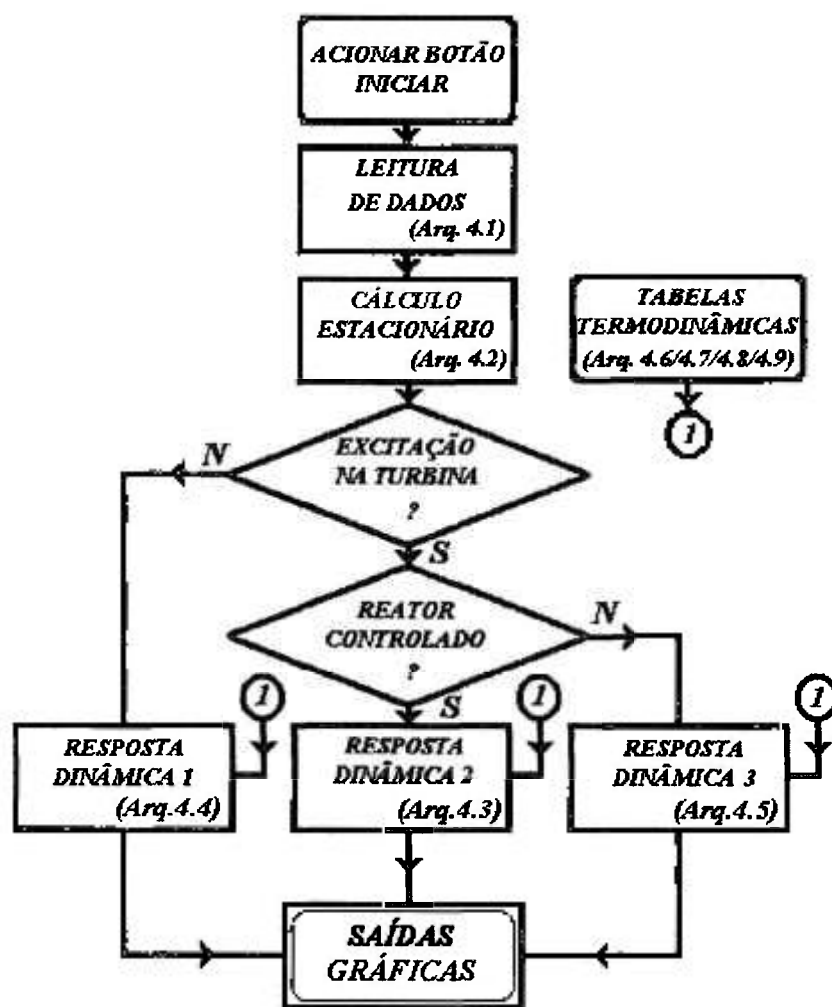


FIGURA 7.6 - Operação do programa a partir do acionamento do botão INICIAR (Arq. 4)

Para transientes no reator, os cálculos de resposta dinâmica estão agrupados no módulo Arq. 4.4. A excitação em degrau no reator inicia-se com a determinação da nova posição da barra de controle, tomando-se como referência a sua posição inicial (50% de inserção) e a potência inicial do reator, determinada na tela de entrada. Utilizou-se o método numérico de

Newton <sup>[28]</sup> para solução da equação de reatividade de barra. Na excitação em rampa no reator, o valor de entrada, em %/min, estabelece uma velocidade de inserção ou de retirada de barra. O percurso da barra é definido pelas posições inicial e final.

No cálculo da pressão no pressurizador e das demais grandezas associadas ao modelo transitório do mesmo, são utilizadas tabelas termodinâmicas referentes à água, nos estados de vapor saturado ou superaquecido e de líquido saturado ou subresfriado. A construção dessas tabelas também foi realizada na forma de arquivos “*tipo m*” utilizando o módulo “*function*” com entrada e saída definidas.

À interrupção do processamento pode ser comandada a partir da digitação simultânea das teclas “*ctrl*” e “*c*”. Nos algoritmos de cálculo (*Arq. 4.3, 4.4 e 4.5*) foram inseridas interrupções automáticas de processamento, com acionamento de “janelas de aviso”, quando a pressão no pressurizador ou a potência nuclear atingem valores limites. Para a pressão definiu-se como limite o valor igual a 125% do valor nominal e, para a potência nuclear, o valor limite foi fixado em 200% do valor nominal.

#### 7.2.6 - Botão “RESULTADOS”

Concluída a simulação, é através do botão RESULTADOS que se têm acesso à janela para seleção e visualização gráfica do comportamento temporal das variáveis envolvidas na planta objeto de simulação. Conforme mostrado na figura 7.7, estão disponíveis dois gráficos, sendo cada gráfico associado a um conjunto de caixas de seleção de variáveis. A seleção de variáveis é livre, podendo-se representar simultaneamente em cada gráfico todas as variáveis escolhidas, observando-se que a visualização pode ser dificultada em razão das diferentes escalas envolvidas. Os botões LISTA DE VARIÁVEIS e DISCRETIZAÇÃO acessam telas auxiliares, sendo a primeira com o descritivo de cada variável e a sua unidade de medida correspondente, e a segunda com a representação gráfica da discretização empregada na modelagem matemática.

No gráfico 1 da tela de resultados, podem ser mostradas de uma a onze das temperaturas relacionadas no lado esquerdo da tabela 7.1; e, no gráfico 2, podem ser mostradas de uma a doze das variáveis relacionadas no lado direito da tabela 7.1. As curvas selecionadas são apresentadas nos gráficos quando o botão PLOTAR é acionado. A identificação de cada

variável é feita por meio da cor da curva traçada, que está associada com a cor de fundo da caixa de seleção correspondente.

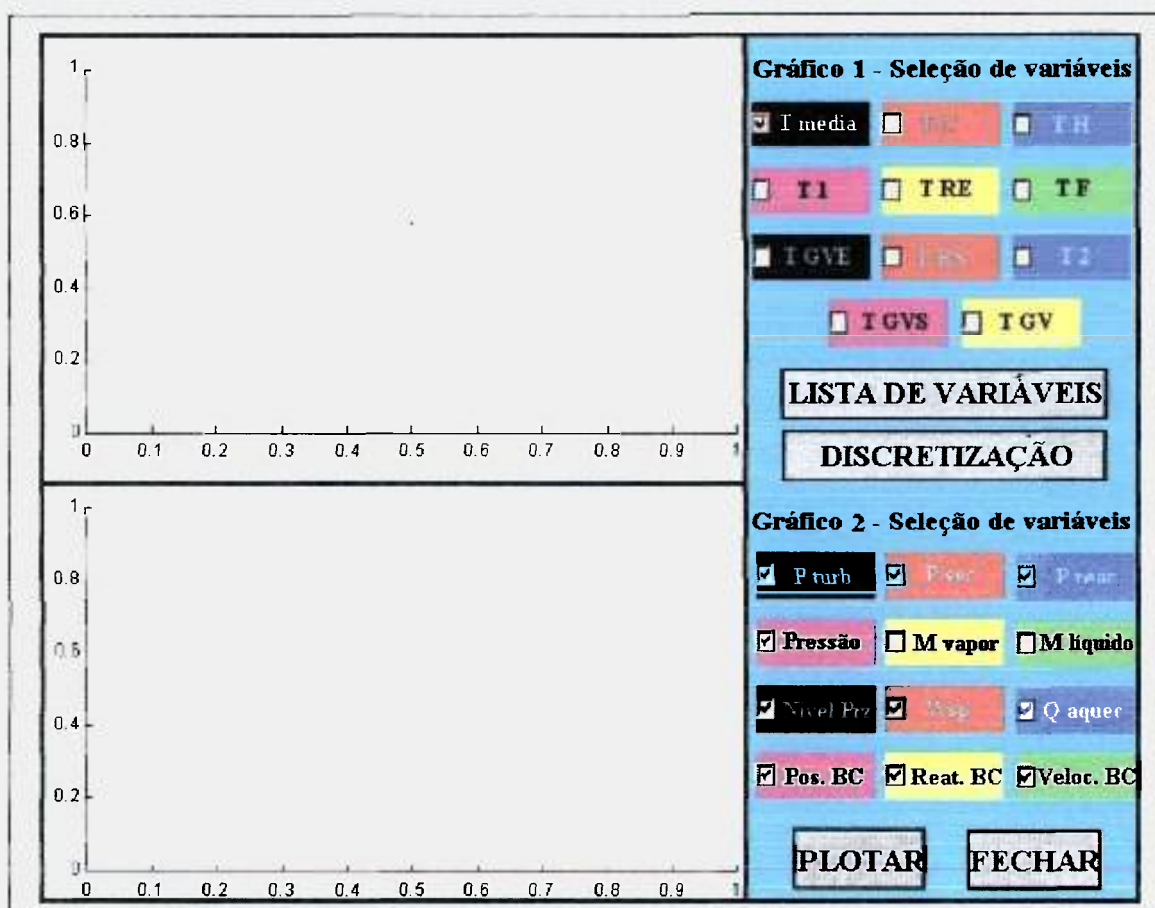


FIGURA 7.7 – Tela de resultados da simulação

Ao ser acionado o botão FECHAR, localizado no canto inferior direito da tela, abre-se uma janela de decisão com a seguinte pergunta: “Você que salvar esta simulação?”. A resposta afirmativa apresenta uma janela de edição, onde o usuário digita o nome do arquivo onde serão gravados todos os vetores correspondentes às variáveis indicadas na janela de resultados. O arquivo gravado recebe a extensão “.mat” e é carregado, na tela de trabalho do *Matlab*, utilizando-se o comando *load* seguido pelo nome do arquivo.

TABELA 7.1 – Lista de variáveis visualizadas através dos gráficos 1 e 2

Gráfico 1		Gráfico 2	
Símbolo	Variável	Símbolo	Variável
Tmédia	Temperatura média do refrigerante.	Preat	Potência nuclear normalizada
TRE	Temperatura do refrigerante no <i>plenum</i> de entrada do reator.	Pturb	Potência normalizada na turbina.
T1	Temp. do refrig. no primeiro nodo no interior do reator.	Psec	Potência normalizada transferida ao secundário.
T2	Temp. do refrig. no segundo nodo no interior do reator	Pressão	Pressão normalizada no circuito primário.
TRS	Temp. do refrig. no <i>plenum</i> de saída do reator.	Mlíquido	Massa de água no pressurizador.
TH	Temp. do refrigerante na perna quente.	Mvapor	Massa de vapor no pressurizador.
TGVE	Temp. do refrig. no <i>plenum</i> de entrada do gerador de vapor.	Nível Prz	Nível normalizado no pressurizador.
TGV	Temp. do refrigerante no gerador de vapor.	Wsp	Vazão mássica de água de aspersão.
TGVS	Temp. do refrig. no <i>plenum</i> de saída do gerador de vapor.	Qaquec	Potência total dos aquecedores elétricos.
TC	Temp. do refrigerante na perna fria.	Pos. BC	Posição normalizada da barra de controle.
TF	Temperatura no nodo correspondente ao combustível	Reat. BC	Reatividade inserida pela barra de controle.
-	-	Veloc. BC	Velocidade da barra de controle.

### 7.3 – Método matemático para integração numérica

O modelo matemático do comportamento dinâmico do sistema, desenvolvido no capítulo 5, é caracterizado por um conjunto de equações diferenciais ordinárias com coeficientes variáveis. Ao iniciar a simulação, utiliza-se a condição de regime estacionário, e os parâmetros de entrada da simulação, para a determinação dos valores iniciais do sistema.

Para a modelagem na fase de transiente, o processo de atualização do sistema de equações diferenciais pode ser resolvido por um método de integração numérica de passo simples [28]. Os métodos de integração de passo simples caracterizam-se pela obtenção da solução  $y_{j+1}$  a partir apenas do resultado  $y_j$  da etapa anterior. Na forma geral, um método de passo simples é representado por uma equação de recorrência, em que o valor da variável no

instante  $t$  depende do valor da mesma no instante  $t + \Delta t$ , o que pode ser representado da seguinte forma:

$$y_{j+1} = y_j + h\phi(t_j, y_j, h); \quad j = 1, 2, \dots, m-1 \quad (7.1)$$

onde  $\phi$  é a função incremento e  $h$  o comprimento do passo adotado para a integração.

Escolheu-se, para aplicação neste trabalho, o método de passo simples denominado Range-Kutta de ordem 4 [27, 28], que é um dos métodos mais populares dentre os diversos desenvolvimentos apresentados na literatura. Sendo  $y' = f(t, y)$ , a equação de recorrência do método RK4, é dada por:

$$y_{j+1} = y_j + \frac{h}{6}(K_1 + 2K_2 + 2K_3 + K_4); \quad j = 0, 1, 2, \dots, m-1 \quad (7.2)$$

onde os valores de  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$ , e  $K_4$  são calculados como:

$$K_1 = f(t_j, y_j) \quad (7.3)$$

$$K_2 = f\left(t_j + \frac{h}{2}, y_j + \frac{h}{2}K_1\right) \quad (7.4)$$

$$K_3 = f\left(t_j + \frac{h}{2}, y_j + \frac{h}{2}K_2\right) \quad (7.5)$$

$$K_4 = f(t_j + h, y_j + hK_3) \quad (7.6)$$

O erro de truncamento ( $ET$ ), quando se utiliza o método de Runge-Kutta de ordem 4, é da ordem da quinta derivada [28], sendo expresso por:

$$ET_j = \frac{h^5}{5!} \frac{d^5 y(\varepsilon)}{dt^5}, \quad t_{j-1} < \varepsilon < t_j \quad (7.7)$$

Na prática, para acompanhamento de resultados e variação conveniente do comprimento do passo, são utilizadas estimativas para o erro de truncamento. Neste trabalho, durante os testes do programa, introduziu-se a seguinte estimativa para o erro de truncamento [28]:

$$err_j = \frac{K_4}{K_1} \frac{K_4}{K_2} \quad (7.8)$$

Pelo critério associado à aplicação da equação (7.8), a redução do comprimento do passo ( $h$ ) é determinada quando  $etr$  ultrapassa algumas centenas, razão pela qual adotou-se, nas simulações realizadas, o valor limite de 200 para  $etr$ .

O processo de integração numérica está incorporado nos arquivos de cálculo *Arq. 4.3*, *Arq. 4.4* e *Arq. 4.5*.



## 8 - SIMULAÇÕES PARA TESTE DO PROGRAMA

### 8.1 – Introdução

A utilização do programa simulador, objeto deste trabalho, tem como base a planta PWR indicada na referência [13]. A introdução dos dados relativos à planta de referência, ou seja, dos parâmetros operacionais e dos parâmetros associados ao estudo do sistema de controle do reator, foi realizada através de intervenções diretas nas linhas de programação dos módulos correspondentes à entrada de dados.

Uma vez concluída a primeira versão do programa, foram realizados testes exaustivos, não detalhados neste capítulo, com o objetivo específico de se ajustar os dados implantados, especialmente os parâmetros associados aos modelos das malhas de controle. Os resultados apresentados neste capítulo buscam demonstrar a validade da modelagem matemática utilizada, assim como a eficiência e limitações do método de solução numérica e do programa. Simulações específicas para comparação qualitativa de resultados com o programa SIMPCO<sup>[5]</sup> também foram realizadas.

Basicamente, as simulações realizadas, cujos resultados estão apresentados e discutidos neste capítulo, estão organizadas em sete grupos, a saber: (1) Estudo estacionário e simulações em malha aberta com excitação na turbina; (2) Simulações em malha fechada com o sistema de controle “*default*”; (3) Simulações para comparação com o programa SIMPCO; (4) Simulações com variação de parâmetros do sistema de controle; (5) Simulações para estudo do pressurizador; (6) Simulações em malha aberta com transientes na barra de controle e potência fixa no circuito secundário; e, (7) Simulações para estudo do método numérico e dos tempos de processamento.

No encerramento do capítulo, é feita uma breve avaliação sobre os modelos matemáticos, do processo e do sistema de controle, que foram implementados no programa de simulação e que determinaram todos os resultados apresentados.

## 8.2 – Definição de parâmetros do Programa

Para possibilitar a utilização do programa, foram implantados no mesmo os parâmetros de projeto e um conjunto de constantes de uma planta PWR típica, com algumas alterações para simular uma planta de pequeno porte, estabelecida conforme explicitado no capítulo 7, item 7.2.2. Os principais parâmetros, associados diretamente à planta e ao controle do reator, são acessíveis para modificação a cada princípio de simulação, utilizando-se as telas de entrada correspondentes aos botões de comando PLANTA e CONTROLE, respectivamente, do menu da tela principal do programa. Nas tabelas 8.1 a 8.6, estão apresentados todos esses dados, que são considerados valores “*default*” para o programa. As constantes neutrônicas, relativas ao  $^{235}\text{U}$ , foram extraídas das referências [1] e [5]. Quanto à equação da barra de controle, os coeficientes relativos ao polinômio de terceiro grau, que estabelece a reatividade em função da posição da barra, foram determinados conforme descrito no capítulo 5, item 5.2.1.1.

TABELA 8.1 – Parâmetros da planta.

PARÂMETRO	SÍMBOLO	UNIDADE	VALOR
Potência nuclear nominal	$P$	$MW$	70
Vazão nominal (e constante) do refrigerante no circuito primário	$w_a$	$Kg/s$	407
Temperatura média a 0% da potência nominal	$T_M$	$^{\circ}C$	275
Temperatura média a 100% da potência nominal	$T_M$	$^{\circ}C$	275
Pressão nominal no circuito primário	$P_p$	$bar$	140
Constante de tempo associada à equação de potência secundária	$Tau(sec)$	$s$	15

TABELA 8.2 – Parâmetros do reator.

PARÂMETRO	SÍMBOLO	UNIDADE	VALOR
Coefficiente de reatividade associado à variação de temperatura no refrigerante	$\alpha_c$	$pcm/^{\circ}C$	$aC=0$ $bC=-0,4645$ $cC=68,5346$

TABELA 8.2 – Parâmetros do reator (continuação).

PARÂMETRO	SÍMBOLO	UNIDADE	VALOR
Coefficiente de reatividade associado à variação de temperatura no combustível	$\alpha_F$	$pcm/^\circ C$	$aF=0$ $bF=0,0017$ $cF=-3,1968$
Coefficiente de reatividade associado à variação de pressão no circuito primário	$\alpha_P$	$bar/^\circ C$	$aP=bP=0$ $cP=4,3511*10^{-5}$
Tempo de geração de nêutrons	$\Lambda$	$s$	$2,5*10^{-5}$
Fração correspondente ao primeiro grupo de nêutrons atrasados	$\beta_1$	$adm.$	$0,2145*10^{-3}$
Fração correspondente ao segundo grupo de nêutrons atrasados	$\beta_2$	$adm.$	$0,0014$
Fração correspondente ao terceiro grupo de nêutrons atrasados	$\beta_3$	$adm.$	$0,0013$
Fração correspondente ao quarto grupo de nêutrons atrasados	$\beta_4$	$adm.$	$0,0026$
Fração correspondente ao quinto grupo de nêutrons atrasados	$\beta_5$	$adm.$	$7,475*10^{-4}$
Fração correspondente ao sexto grupo de nêutrons atrasados	$\beta_6$	$adm.$	$2,73*10^{-4}$
Constante de decaimento para o primeiro grupo de nêutrons atrasados	$\lambda_1$	$s^{-1}$	$0,0124$
Constante de decaimento para o segundo grupo de nêutrons atrasados	$\lambda_2$	$s^{-1}$	$0,0305$
Constante de decaimento para o terceiro grupo de nêutrons atrasados	$\lambda_3$	$s^{-1}$	$0,111$
Constante de decaimento para o quarto grupo de nêutrons atrasados	$\lambda_4$	$s^{-1}$	$0,301$
Constante de decaimento para o quinto grupo de nêutrons atrasados	$\lambda_5$	$s^{-1}$	$1,13$
Constante de decaimento para o sexto grupo de nêutrons atrasados	$\lambda_6$	$s^{-1}$	$3,0$

TABELA 8.3 – Calores específicos do refrigerante e do combustível e coeficientes das equações de transferência de calor entre o combustível e o refrigerante.

PARÂMETRO	SÍMBOLO	UNIDADE	VALOR
Calor específico do combustível	$(C_p)_f$	$J.kg^{-1}.^\circ C^{-1}$	300
Calor específico do refrigerante	$(C_p)_c$	$J.kg^{-1}.^\circ C^{-1}$	5200
Coefficiente global de transferência de calor entre o combustível e o refrigerante	$U$	$W/(m^2.^\circ C)$	1000

TABELA 8.3 – Calores específicos do refrigerante e do combustível e coeficientes das equações de transferência de calor entre o combustível e o refrigerante (continuação).

PARÂMETRO	SÍMBOLO	UNIDADE	VALOR
Fração do total da energia térmica que é gerada em um nodo refrigerante	$F_1; F_2$	adm.	0,025
Fração do total da energia térmica que é gerada no nodo representando o núcleo	$F_F$	adm.	0,95
Fator de contribuição de cada nodo do refrigerante com relação à realimentação da reatividade.	$fc1; fc2$	adm.	0,5

TABELA 8.4 – Massas de refrigerante relativas a cada nodo do circuito primário, massa do combustível e áreas de transferência de calor.

PARÂMETRO	SÍMBOLO	UNIDADE	VALOR
Massa de cada nodo do refrigerante no interior do reator, que troca calor com o núcleo.	$m_1 / m_2$	kg	1460
Massa do refrigerante associada a cada <i>plenum</i> do interior do vaso do reator.	$m_{Re} / m_{Rs}$	kg	1460
Massa do nodo do refrigerante na perna fria.	$m_C$	kg	120
Massa do nodo do refrig. na perna quente.	$m_H$	kg	180
Massa do nodo do refrigerante no interior do GV, que realiza troca de calor com os tubos.	$m_{GV}$	kg	1200
Massa do refrigerante correspondente a cada <i>plenum</i> no interior do GV.	$m_{Gve} / m_{GVs}$	kg	180
Massa do combustível	$m_f$	kg	2500
Área de troca de calor no interior do reator	Área	$m^2$	130

TABELA 8.5 – Dados de projeto do pressurizador.

PARÂMETRO	SÍMBOLO	UNIDADE	VALOR
Altura do pressurizador	$h$	m	1,5
Área da superfície líquida	$A_{prz}$	$m^2$	1,5
Potência do aquecedor proporcional	$Q_{PN}$	kW	150
Potência do aquecedor de retaguarda	$Q_{RN}$	kW	60
Constante de tempo do aquecedor proporcional	$\tau_{AP}$	s	6
Constante de tempo do aquecedor de retaguarda	$\tau_{AR}$	s	6
Vazão máxima pelas válvulas de aspensão	$w_{spf}$	Kg/s	1

TABELA 8.6 – Parâmetros do Canal de Potência da malha de controle do reator.

BLOCO / MÓDULO	PARÂMETRO	UNIDADE	VALOR
Bloco de Impulso	$Tau1$	<i>s</i>	100,0
Bloco de ganho não linear	$K_{P1}$	<i>adm.</i>	1,0
	$K_{P2}$	<i>adm.</i>	2,0
	$\delta_{P1}$	<i>W</i>	0,2
Bloco de ganho variável	$K_{P3}$	<i>adm.</i>	2,0
	$K_{P4}$	<i>adm.</i>	1,0
	$\delta_{P2}$	<i>W</i>	0,5
	$Tau2$	<i>s</i>	0,2

TABELA 8.7 – Parâmetros do Canal de Temperatura da malha de controle do reator.

BLOCO / MÓDULO	PARÂMETRO	UNIDADE	VALOR
Bloco de Atraso	$Tau3$	<i>s</i>	1,0
Avanço - Atraso	$Tau4$	<i>s</i>	10,0
	$Tau5$	<i>s</i>	1
Filtro	$Tau6$	<i>s</i>	10,0
Fator de conversão de temperatura para potência	$ktp$	<i>adm.</i>	2,1

TABELA 8.8 – Parâmetros da Malha de controle de pressão do circuito primário

BLOCO / PARÂMETRO	SÍMBOLO	UNIDADE	VALOR
Bloco P I	$Tau7$	<i>s</i>	200,0
	$K_{pp}$	<i>adm.</i>	2,0
Erro para atuação do spray	$spr1$	<i>bar</i>	0,5
Erro para atuação da válvula de alívio	$aliv$	<i>bar</i>	1,0

TABELA 8.9 – Programa de velocidades da barra de controle

PARÂMETRO	SÍMBOLO	UNIDADE	VALOR
Primeira velocidade/ velocidade baixa	$Veloc1$	<i>m/s</i>	0,0001
Segunda velocidade/ velocidade alta	$Veloc2$	<i>m/s</i>	0,0005
Erro de referência para comutação: <i>barra parada / Veloc1</i>	$S1$	potência normalizada	0,0002
Erro de referência para comutação: <i>Veloc1 / barra parada</i>	$D1$	potência normalizada	0,0001
Erro de referência para comutação: <i>Veloc1 / Veloc2</i>	$S2$	potência normalizada	0,01
Erro de referência para comutação: <i>Veloc2 / Veloc1</i>	$D2$	potência normalizada	0,009

### 8.3 – Cálculo do estado estacionário

O cálculo do estado estacionário é executado obedecendo-se o equacionamento definido no capítulo 5, seção 5.3. Foram realizados testes no programa variando-se a potência nuclear normalizada de 0,1 a 1,0, de forma a se obter os valores estacionários iniciais de temperatura, mantendo-se a condição de temperatura média igual a 275 °C. Na tabela 8.10 são apresentados os valores calculados para as temperaturas do refrigerante nas pernas quente e fria, em função da potência do reator.

*TABELA 8.10 – Temperaturas nas pernas quente e fria do estado estacionário para diversas condições de carga*

Potência Normalizada	Potência [MW]	Temperatura na perna quente [°C]	Temperatura na perna fria [°C]	$\Delta T$
0,1	7,0	276,6538	273,3462	3,3075
0,2	14,0	278,3075	271,6925	6,6150
0,3	21,0	279,9613	270,0387	9,9225
0,4	28,0	281,6150	268,3850	13,2300
0,5	35,0	283,2688	266,7312	16,5375
0,6	42,0	284,9255	265,0775	19,8450
0,7	49,0	286,5763	263,4237	23,1525
0,8	56,0	288,2300	261,7700	26,4600
0,9	63,0	289,8836	260,1162	29,7675
1,0	70,0	291,5375	258,4628	33,0750

### 8.4 – Simulação em malha aberta com excitação na turbina

Foram realizadas simulações em malha aberta, para verificação do funcionamento do programa e para avaliação dos resultados com as equações de controle desacopladas do modelo. A condição de malha aberta refere-se exclusivamente à malha de controle de potência do reator. Os controles dos aquecedores e sistema de aspersão do pressurizador permanecem sempre em operação.

Observa-se que a realimentação negativa de reatividade, por conta das variações de temperatura do combustível e do refrigerante, determina a correção de potência nuclear de

acordo com a solicitação de carga no circuito primário. No caso da temperatura média, tem-se um novo valor de equilíbrio, diferente do valor inicial que foi estabelecido através do cálculo do estado estacionário. Na figura 8.1, estão apresentados os resultados relativos a simulações em degrau de +10 % da potência nominal (a) e de -10 % da potência nominal (b), aplicados sobre a turbina. Para o degrau positivo, a potência normalizada inicial foi 0,7 e, para o degrau negativo, considerou-se o valor inicial 0,8. As curvas relativas ao comportamento das potências nuclear, na turbina e no circuito secundário, estão apresentadas em gráfico único para cada simulação. Em cada um desses gráficos pode-se observar que as curvas de potência

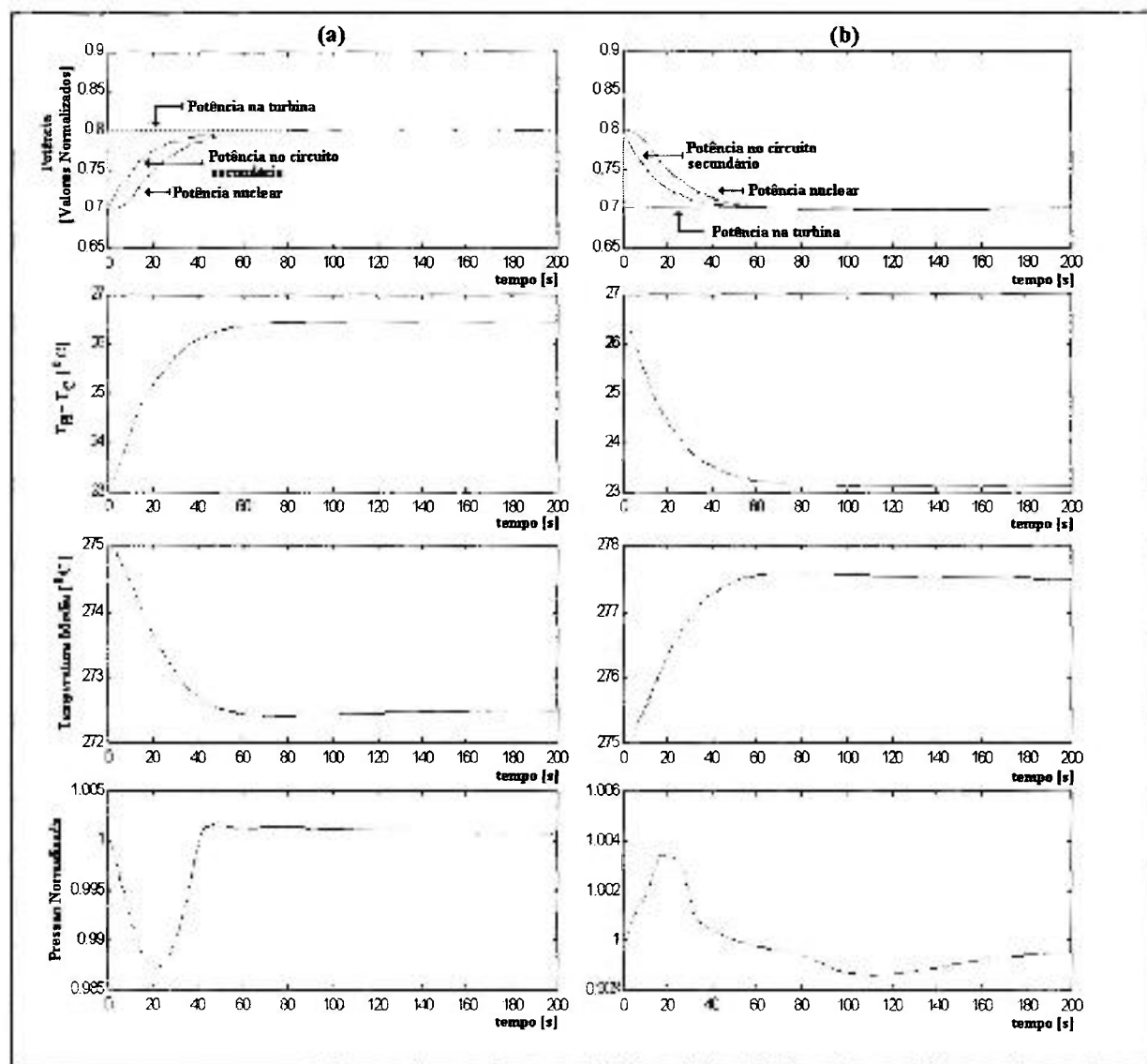


FIGURA 8.1 – Simulações em malha aberta com excitação em degrau de +10% (a) e de -10% (b) de potência na turbina

no circuito secundário e de potência nuclear, estabilizam respondendo à solicitação de carga imposta pela turbina.

Nos gráficos onde estão mostradas as curvas correspondentes à diferença entre as temperaturas no refrigerante na perna quente e na perna fria, verifica-se o comportamento do sistema no que se refere à transferência de calor do circuito primário para o circuito secundário. Na simulação com degrau de +10%, confirmou-se, conforme estudo estacionário

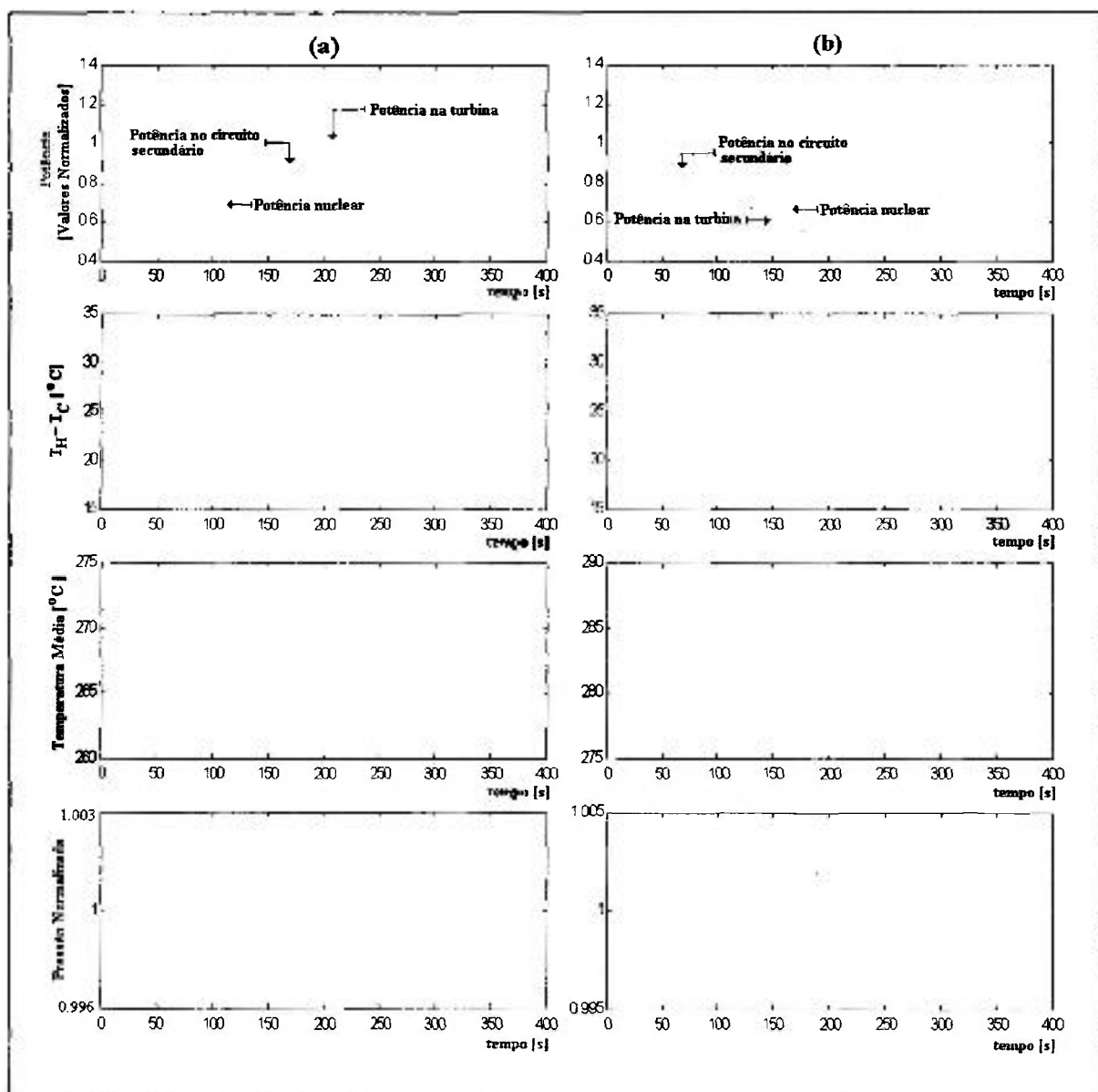


FIGURA 8.2– Simulações em malha aberta com excitação em rampa na turbina de +15% minuto (a) e de -15% minuto (b)



do item anterior, a estabilização de temperaturas com  $(T_H - T_C) = 26,46 \text{ }^\circ\text{C}$  ; e na simulação com degrau de  $-10\%$ , onde o valor da potência inicial correspondia ao valor final da simulação anterior, a estabilização ocorreu, conforme esperado, com  $(T_H - T_C) = 23,15 \text{ }^\circ\text{C}$ .

A temperatura média em cada simulação é mostrada em gráficos específicos na figura. A estabilização, após o transiente em degrau de  $+10\%$ , ocorreu com  $272,50 \text{ }^\circ\text{C}$  . No transiente com retirada de carga, a estabilização da temperatura média foi atingida com  $277,50 \text{ }^\circ\text{C}$  .

Os dois últimos gráficos da figura 8.1 mostram o comportamento da pressão no pressurizador para as duas simulações em degrau estudadas. Confirmando o equacionamento desenvolvido, a variação na pressão é resultante das variações de temperatura durante o transiente. Na elevação de pressão, o sistema de controle comanda a abertura adequada das válvulas de aspersão e, na queda de pressão, os aquecedores elétricos fornecem o calor necessário para geração de vapor e elevação da pressão no pressurizador. Na seção 8.10 é discutido detalhadamente o controle de pressão durante os transientes de potência.

Mantendo-se a planta com a barra de controle inoperante, foram realizadas outras duas simulações. No primeiro caso, foi aplicada uma excitação em rampa de  $+15\% / \text{minuto}$  na turbina, partindo da condição estacionária de potência normalizada igual a 0,5 até a condição de potência normalizada igual a 1. No segundo caso, a condição estacionária inicial foi ajustada para 1 (condição final do primeiro caso) e aplicada uma rampa de  $-15\% / \text{minuto}$ , até a condição final de potência normalizada igual a 0,5. Na figura 8.2 estão mostradas as curvas correspondentes às potências normalizadas, à pressão no pressurizador e às principais temperaturas envolvidas.

Conforme previsto no modelo matemático e, da mesma forma como na excitação em degrau, os coeficientes de reatividade negativa determinam a resposta do reator ao aumento ou redução de carga por parte da turbina. Como a simulação é feita sem a movimentação da barra de controle (malha aberta) a temperatura média, na condição estacionária final para cada situação simulada, apresenta valor diferente da temperatura média estacionária inicial. Ampliando-se um dos gráficos correspondentes às potências normalizadas, é possível a visualização do atraso de 15 segundos estabelecido para a resposta da turbina em relação à potência transferida ao circuito secundário. O atraso da potência nuclear para suprir a potência solicitada pelo circuito secundário está em torno de 9 segundos.

### 8.5 – Simulação em malha fechada com os parâmetros “default”.

Nas simulações em malha fechada, o primeiro caso estudado refere-se à simulação com excitação em degrau de +10% da potência nominal, aplicado sobre a turbina operando com potência normalizada igual a 0,7. Na figura 8.3(a) observa-se o comportamento da potência nuclear normalizada, da potência transferida ao circuito secundário, da temperatura do refrigerante nas pernas quente e fria, da temperatura média do refrigerante e da pressão no pressurizador.

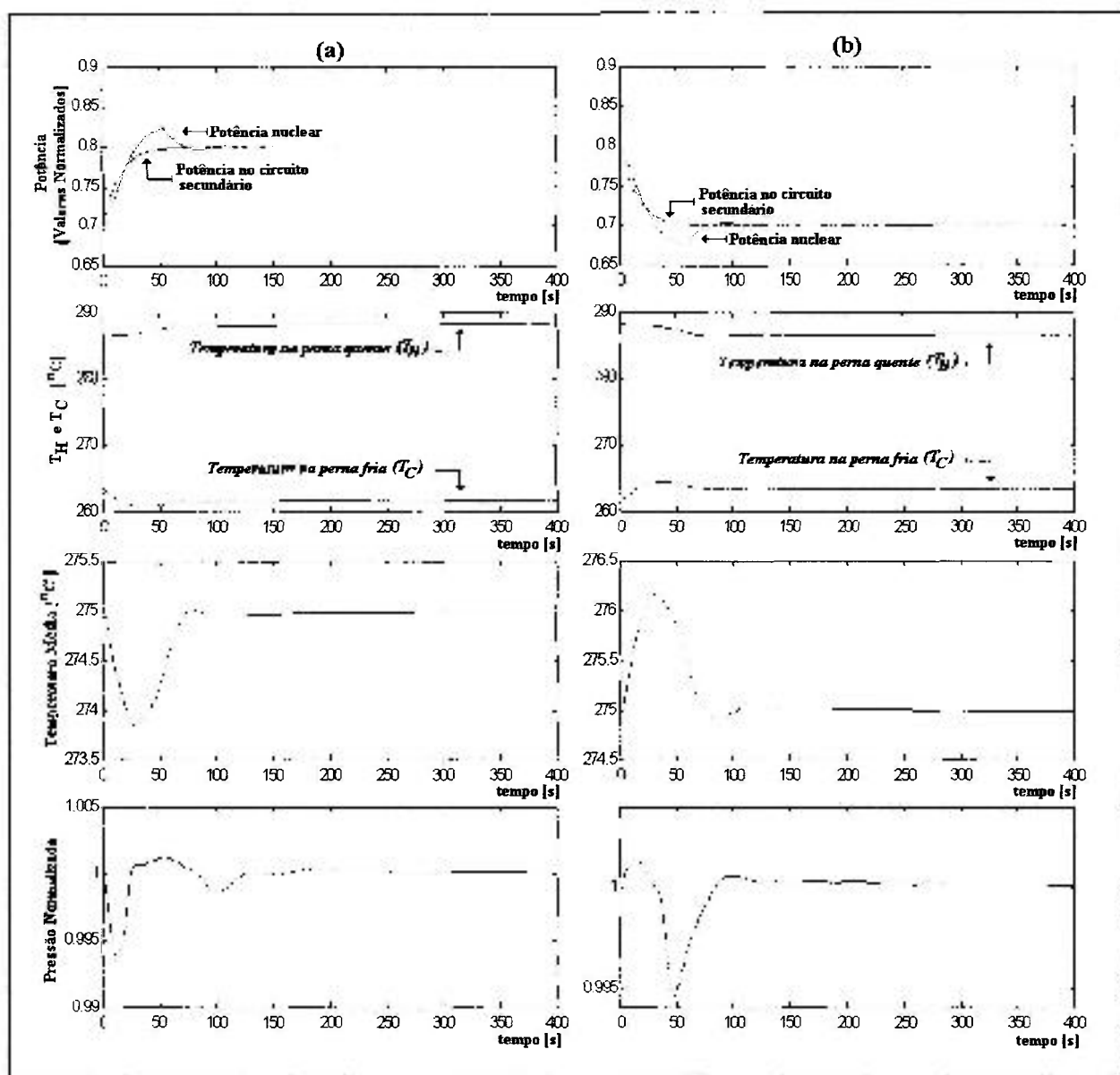


FIGURA 8.3 – Simulações em malha fechada com excitação em degrau de +10% (a) e de -10% (b) de potência na turbina

O sistema de controle, atuando em função da composição dos erros de potência e de temperatura média do refrigerante, determina a movimentação da barra de controle para correção de reatividade do núcleo até que os erros fiquem abaixo do mínimo estabelecido na configuração do programa de velocidade de barras. O transiente de sobre potência, observado entre 30 e 70 segundos, aproximadamente, é estabelecido pela retirada da barra de controle, que força o reaquecimento do refrigerante para correção do erro de temperatura média. Na condição estacionária final, observou-se um erro residual de 0,01 °C. Na figura 8.4(a), são mostradas a posição e a velocidade da barra de controle durante todo o período do transiente.

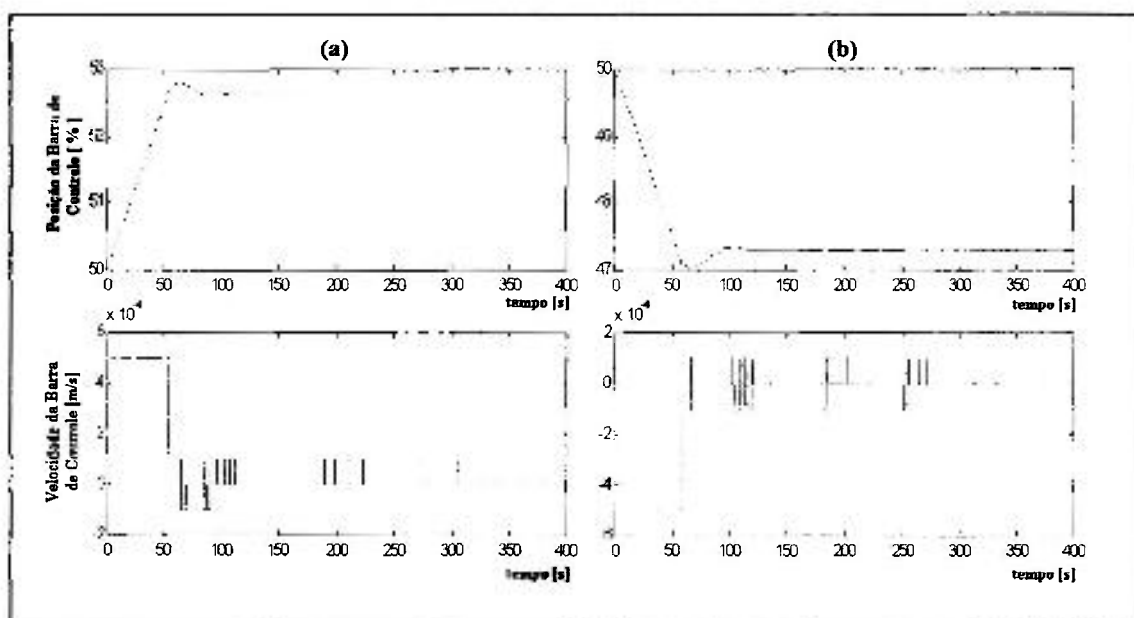


FIGURA 8.4 – Simulações em malha fechada com excitação em degrau de +10% (a) e de -10% (b) de potência na turbina – Operação da Barra de Controle.

Os principais resultados da simulação com excitação em degrau de -10% da potência nominal, aplicado sobre a turbina operando com potência normalizada igual a 0,8, estão mostrados através dos gráficos da figura 8.3(b) e 8.4(b). Na retirada de carga, o sistema de controle atua comandando a inserção da barra, inicialmente por conta do elevado erro de potência e, posteriormente (após 30 segundos), para correção do erro de temperatura média do refrigerante. Nesta última fase, a curva correspondente à potência nuclear permaneceu abaixo da curva correspondente à potência solicitada pelo circuito secundário, determinando a diminuição da temperatura média do refrigerante.

Como consequência do controle sobre a temperatura média do refrigerante, observou-se que as oscilações de pressão no sistema apresentaram níveis inferiores, se comparados com as simulações em malha aberta.

Para o estudo com excitação em rampa, foi simulado um incremento de carga na turbina em rampa de 15% / minuto, considerando-se a condição estacionária de potência inicial igual a 0,5 e a potência final igual a 1. Observando-se os gráficos apresentados na figura 8.5(a), nota-se que a resposta da potência nuclear, em função da solicitação da turbina, é muito mais rápida

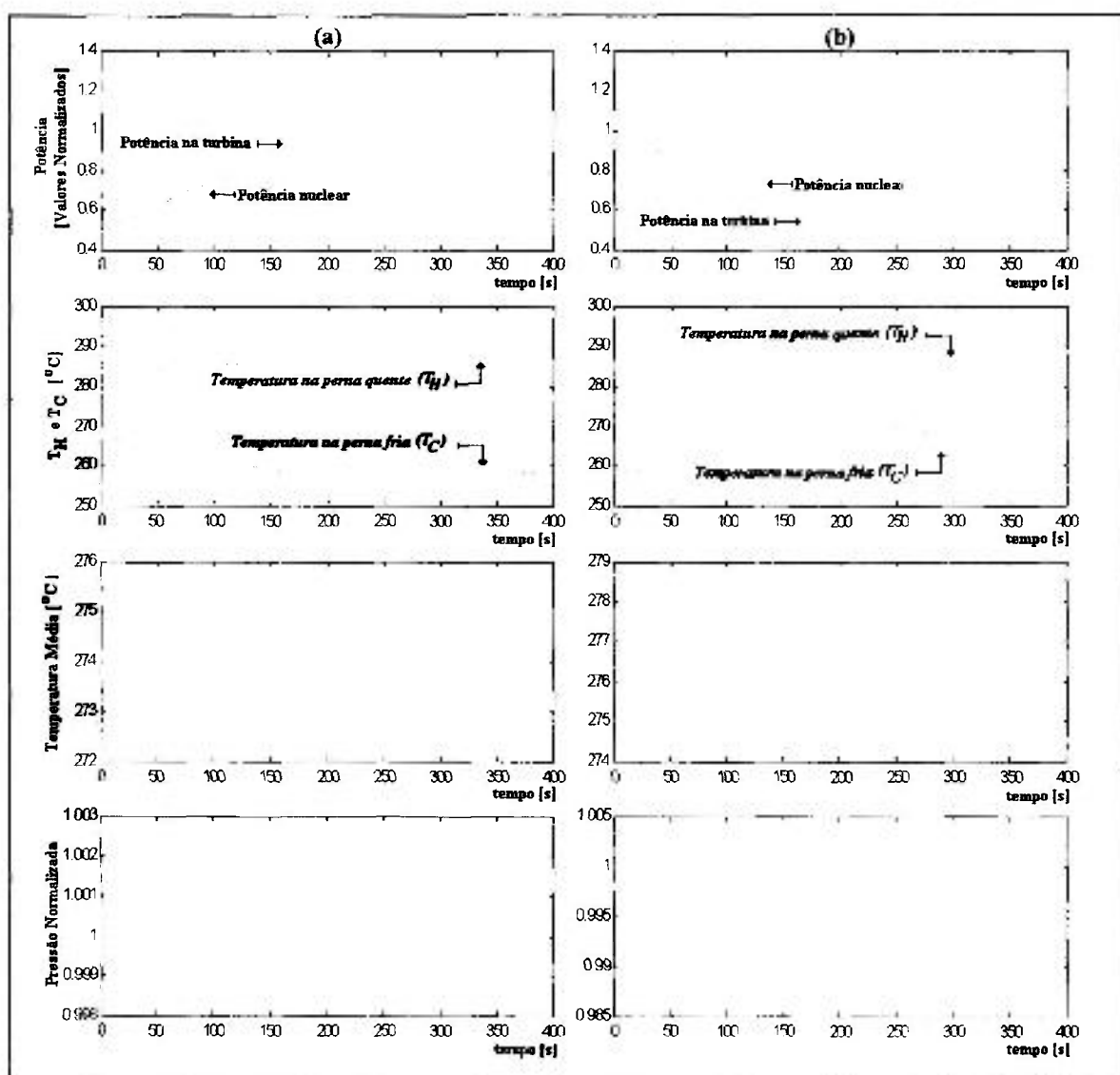


FIGURA 8.5 – Simulações em malha fechada com excitação em rampa na turbina de +15% minuto (a) e de -15% minuto (b)

que a resposta observada em malha aberta. O efeito combinado de aumento de reatividade causado pela retirada da barra de controle e pela variação de temperatura do combustível e do refrigerante estabelece essa resposta. A temperatura média atinge seu valor mínimo ( $272,33^{\circ}\text{C}$ ) em torno de 200 segundos de simulação, quando já se estabeleceu a potência nominal na turbina. A retomada da temperatura média ao valor de controle ocorreu em torno de 290 segundos do início da simulação.

O tempo de estabilização e o pico de mínima de temperatura média são dependentes da sobre potência nuclear estabelecida durante o período do transiente. Com os parâmetros implementados, a resposta privilegia a correção da potência nuclear, sem sobre elevações, com conseqüente atraso na correção da temperatura média.

A redução de carga em rampa também foi realizada, na forma de  $-15\%/minuto$ , desta feita partindo-se da condição de potência nominal até a potência normalizada final de 0,5. Da mesma forma que na simulação em degrau, a inserção da barra de controle, associada aos coeficientes negativos de reatividade, determinam a diminuição da reatividade do núcleo. Como visto na figura 8.6, para o restabelecimento da temperatura média, a barra é mantida em movimento de inserção até próximo a 300 segundos de simulação, configurando uma condição

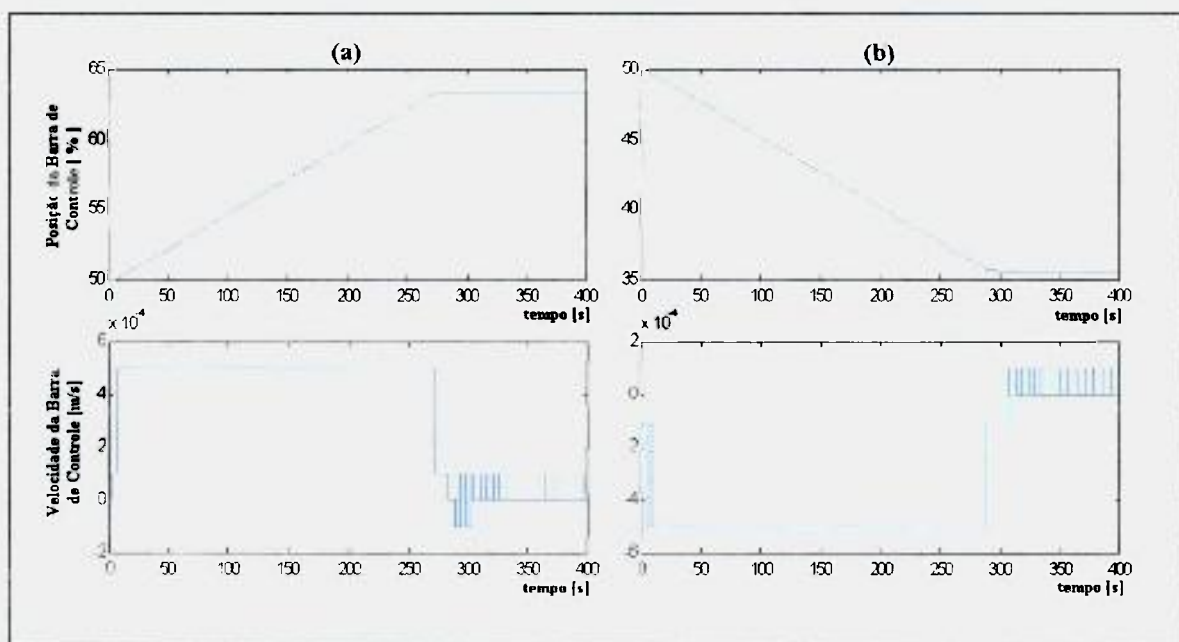


FIGURA 8.6– Simulações em malha fechada com excitação em rampa na turbina de  $+15\%/minuto$  (a) e de  $-15\%/minuto$  (b) – Operação da Barra de Controle.

de potência nuclear menor que a potência solicitada pela turbina. A estabilidade é atingida após sucessivas partidas e paradas da barra de controle, em velocidade mínima, para correção do pequeno erro de temperatura. Ao final dos 400 segundos de simulação, a temperatura média atingiu 274,96°C.

### 8.6 – Simulações para comparação com resultados do programa SIMPCO <sup>[5]</sup>

O programa SIMPCO é um programa que foi desenvolvido na década de 80 com o objetivo específico de simular uma instalação nuclear de pequeno porte, com um reator do tipo PWR e dois circuitos de refrigeração [5]. Para comparar o programa desenvolvido neste trabalho com o programa SIMPCO, foram realizadas simulações em malha aberta e em malha fechada, utilizando-se os valores “*default*” implantados no programa. Não sendo possível o carregamento do programa com os parâmetros do programa SIMPCO, a comparação ficou limitada aos aspectos qualitativos das respostas.

A primeira simulação apresentada refere-se a um transiente de rejeição de 50% da carga da turbina e em malha aberta, com duração de 100 segundos. Os resultados comparativos de temperatura média, potência nuclear e pressão do circuito primário estão apresentados na figura 8.7.

Outra comparação realizada com o programa SIMPCO, baseia-se na simulação de transientes em rampa de potência de mais quinze e de menos quinze por cento da potência nominal por minuto, considerando o sistema em malha fechada, ou seja, com o sistema de controle incorporado. Os resultados da simulação estão mostrados na figura 8.8.

Em relação às respostas das potências nucleares para a excitação em degrau em malha aberta (figura 8.7), nota-se que a planta simulada através do programa SIMPCO opera, na condição nominal, com uma diferença de temperatura no refrigerante ( $T_H - T_C$ ) menor que 20°C, enquanto que no programa apresentado essa diferença ultrapassa 33 °C. Esse comportamento indica que o produto “vazão do refrigerante x calor específico” é cerca de 50% maior no modelo implementado no programa SIMPCO. Em consequência disso, a diferença entre as temperaturas médias atingiu cerca de 6,5 °C ao final da simulação, com o programa SIMPCO apresentando uma temperatura média de 282 °C e a simulação através deste programa atingindo um valor próximo a 288,5 °C.

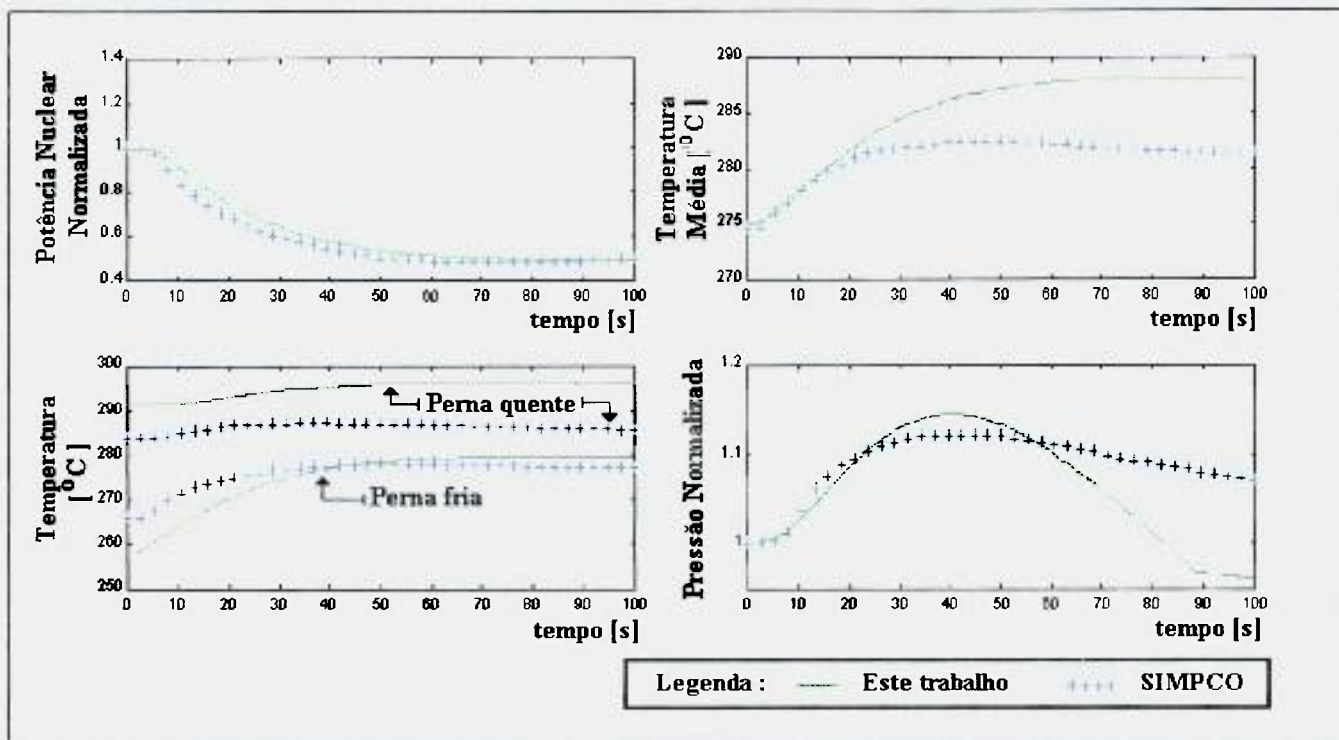


FIGURA 8.7 - Simulação para comparação com o programa SIMPCO  
- Rejeição de 50% de carga da turbina em malha aberta -

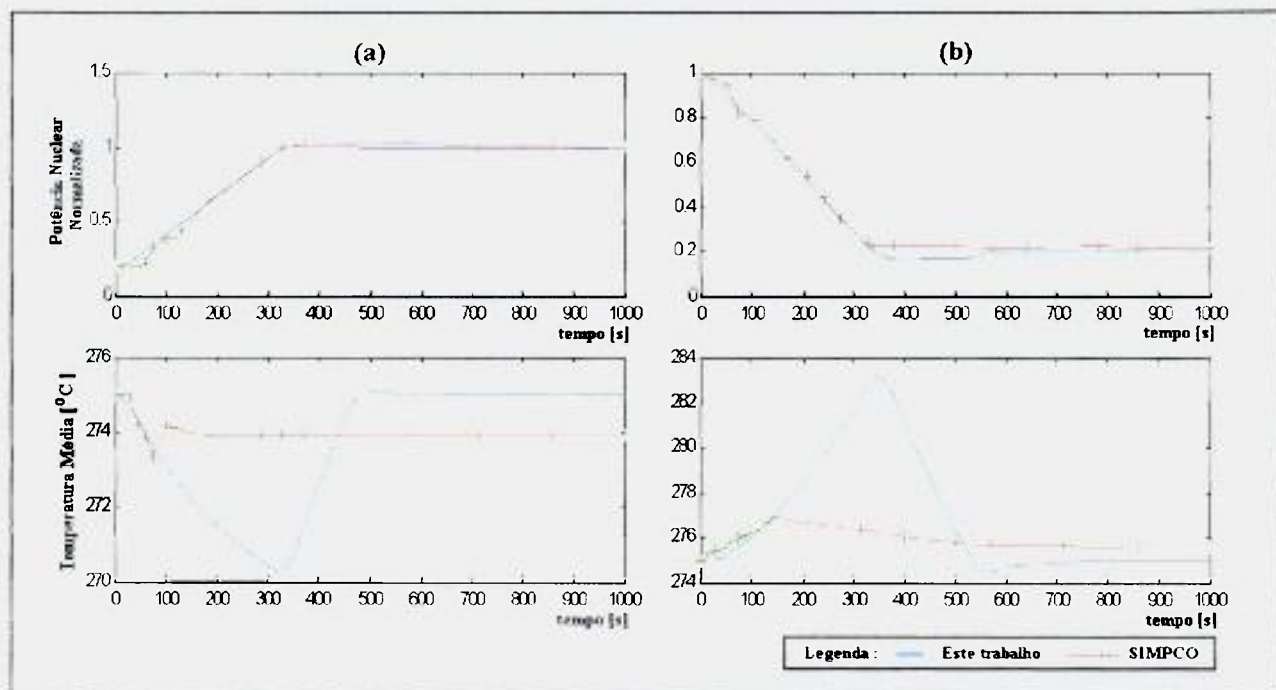


FIGURA 8.8 - Simulação para comparação com o programa SIMPCO  
- Rampa de +15% minuto (a) e de -15% minuto (b) em malha fechada -

Observa-se, também que a pressão ao longo do transiente praticamente acompanha o comportamento da temperatura média, no caso do programa SIMPCO, indicando um atraso na atuação do sistema de controle ou baixa vazão no conjunto de aspersão. Na simulação realizada com o programa apresentado, o sistema de válvulas de aspersão mostrou-se mais eficiente, corrigindo mais rapidamente a elevação de pressão imposta pelo transiente, apesar dos maiores níveis de temperatura média, conforme comentado. Uma análise comparativa mais detalhada sobre os limites de pressão observados e sobre a ação de controle, só poderia ser realizada com o conhecimento pleno do modelo e dos parâmetros implementados no programa SIMPCO, o que não foi possível.

Em relação ao comportamento da temperatura média na simulação em rampa crescente, mostrada na figura 8.8(a), observa-se que no programa SIMPCO a temperatura média mínima não atingiu 273 °C, enquanto que com o simulador apresentado a temperatura média chegou próxima a 270 °C. Esse comportamento é explicado pelo exposto no parágrafo anterior, complementado pelas prováveis diferenças entre os projetos dos sistemas de controle correspondentes. No caso do programa SIMPCO, observa-se também que a estabilização da temperatura média ocorre em torno de 274 °C, indicando um erro de regime estabelecido pelo sistema de controle.

### **8.7 - Simulações com variação de parâmetros do sistema de controle.**

A fim de mostrar a aplicabilidade do programa desenvolvido, foram realizadas várias simulações alterando-se parâmetros de controle, conforme descrito a seguir.

#### **8.7.1 – Simulações com diferentes programas de velocidades da barra de controle.**

Foram realizadas simulações com aplicação de degrau de potência de 10% variando-se o programa de velocidade da barra de controle. No primeiro caso, as velocidades do programa base foram divididas por 2 e, no segundo caso, as velocidades foram multiplicadas por 2. Nos gráficos da figura 8.9 são apresentados os resultados relativos à potência nuclear normalizada e à temperatura média do refrigerante, comparando-se cada caso simulado com o comportamento obtido com o programa base ou “*default*”, identificado como (1) na figura. Na figura 8.10 são apresentados os gráficos mostrando o comportamento da velocidade da barra de controle para cada simulação realizada.



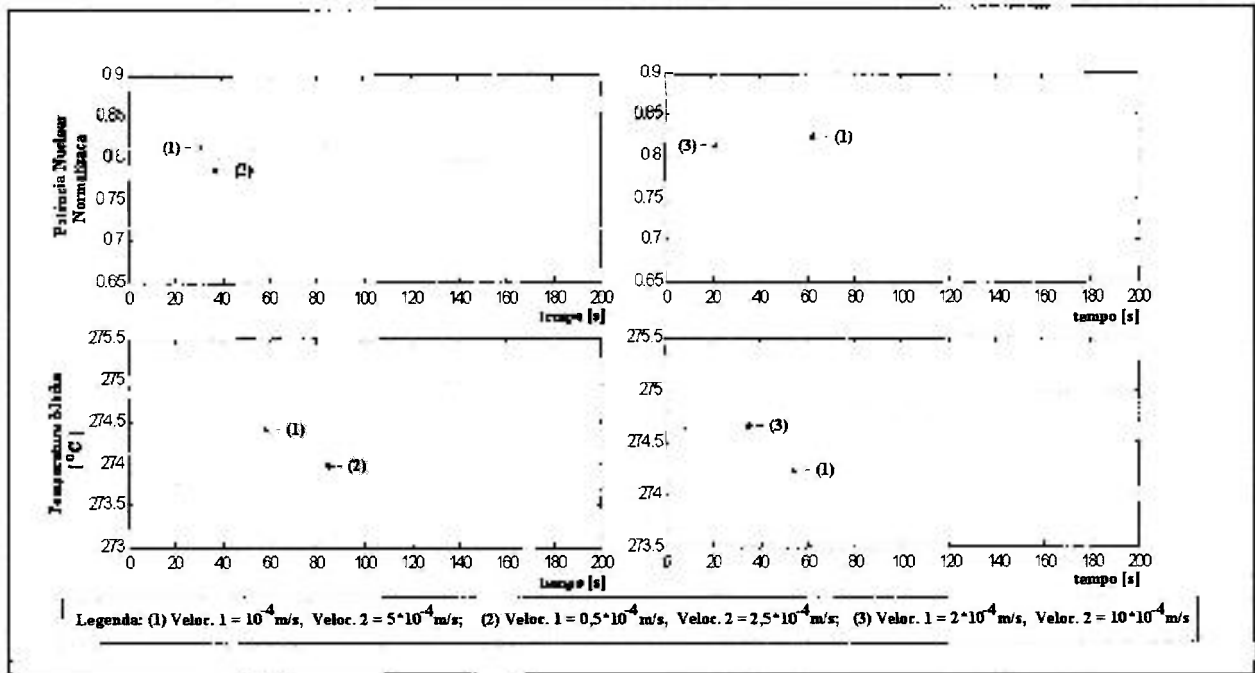


FIGURA 8.9 – Simulações com diferentes programas de velocidades da barra de controle.

A simulação realizada com o programa de velocidades mais lento, designado como (2) na figura 8.9, mostrou que a redução de velocidades diminuiu a sobre-potência observada quando da aplicação do programa de velocidades “*default*”. Em contrapartida, a estabilização da planta tornou-se lenta e com temperatura média mínima inferior à obtida com o programa de referência (1). A menor variação na velocidade da barra de controle ao longo do transiente, observada no segundo gráfico da figura 8.10, não foi considerada significativa para determinar a modificação do programa original escolhido.

Os resultados obtidos com o programa de velocidades mais rápido, identificado como (3) na figura 8.9, mostraram uma correção mais rápida da temperatura média e uma menor variação do valor da temperatura em relação à temperatura de referência. Para que esses resultados fossem atingidos, ocorreram variações freqüentes na velocidade da barra de controle, conforme mostrado no último gráfico da figura 8.10.

Com base nos resultados discutidos, conclui-se que o programa de velocidade de barras é um recurso extremamente importante no projeto do sistema de controle. As sobre-potências estabelecidas no reator para correção de temperatura média, podem representar riscos à segurança da instalação, o que determinaria a escolha de um programa de velocidades de barra

de controle mais lento, aceitando-se os longos intervalos de estabilização. Logicamente, os demais parâmetros da malha de controle estão associados ao resultado final da simulação e, num estudo mais completo, podem ser reajustados para melhorar a resposta do sistema, de forma a se diminuir os períodos transitórios e os valores de pico de potência nuclear.

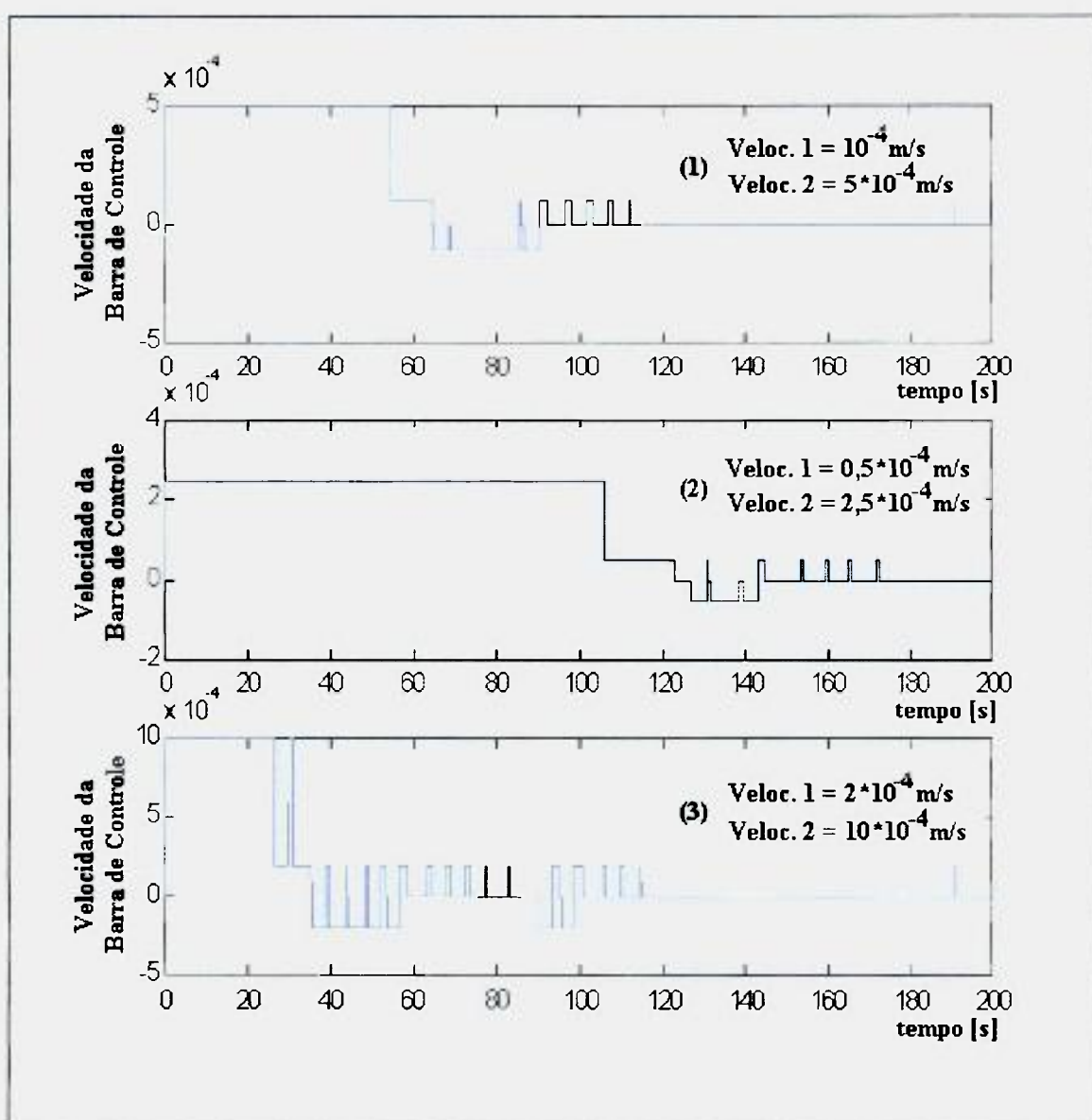


FIGURA 8.10 – Comportamento da velocidade da barra de controle para os três programas de velocidade estudados (base, base 2 e 2\*base).

### 8.7.2 – Simulações com variação de parâmetro do canal de potência.

No canal de potência da malha de controle do reator, detalhado no capítulo 6, item 6.2.2, o bloco de ganho não linear corrige o sinal de saída do bloco de impulso, aplicando um ganho maior para os sinais de erro com maior amplitude. Sendo  $E_{p1}$  o sinal de saída do bloco de impulso, a saída do bloco de ganho não linear é definida pelo sistema de equações (6.7):

$$\left\{ \begin{array}{l} E_{p2}(t) = K_{P1} E_{p1}(t) ; \text{ para } |E_{p1}(t)| \leq \delta_{P1} \\ E_{p2}(t) = K_{P1} \delta_{P1} + K_{P2} [E_{p1}(t) - \delta_{P1}] ; \text{ para } E_{p1}(t) > \delta_{P1} \\ E_{p2}(t) = -K_{P1} \delta_{P1} + K_{P2} [E_{p1}(t) + \delta_{P1}] ; \text{ para } E_{p1}(t) < -\delta_{P1} \end{array} \right. \quad (6.7)$$

Foram executadas simulações para demonstrar o efeito da variação do valor dos parâmetros  $K_{P1}$  e  $K_{P2}$  sobre o controle da temperatura média do refrigerante. Os casos estudados, cujas curvas de respostas estão mostradas nas figura 8.11 e 8.12, referem-se a

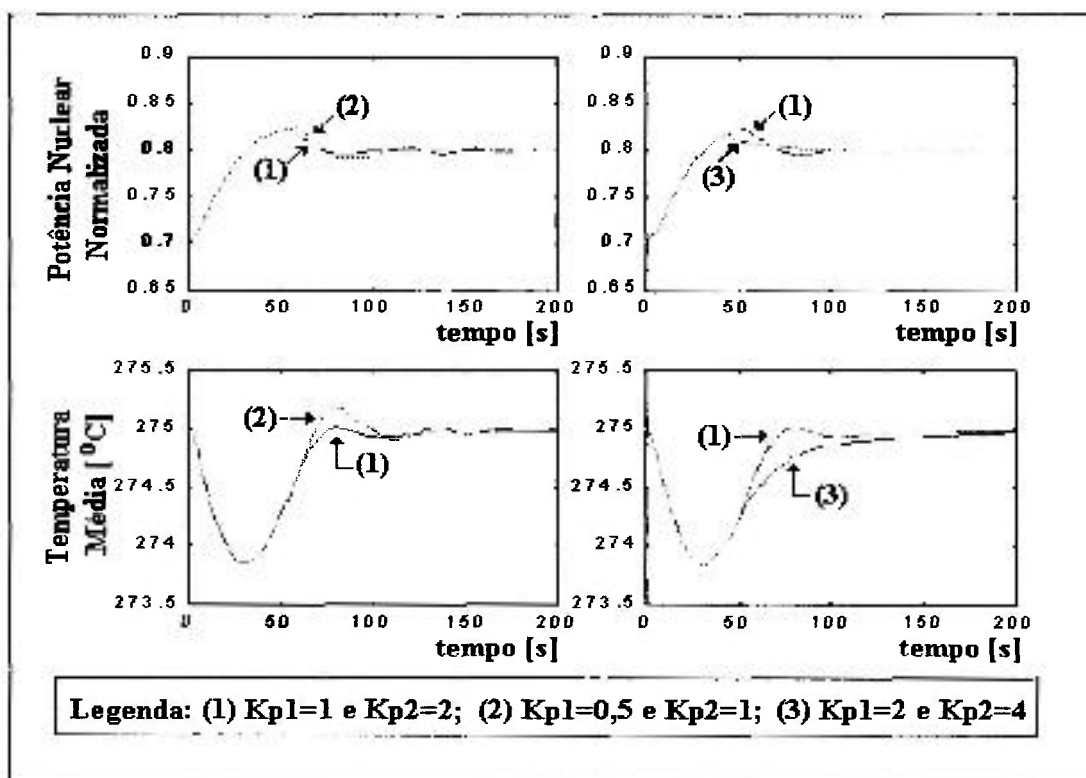


FIGURA 8.11 – Simulações com excitação em degrau e com variação dos parâmetros  $K_{P1}$  e  $K_{P2}$  do canal de potência nuclear – Temperatura Média e Potência Nuclear.

aplicação de excitações em degrau de +10% da potência da turbina, com tempo total de 200 segundos para cada simulação, e com o parâmetro  $K_{P1}$  e  $K_{P2}$  assumindo os seguintes valores:

- (1) Valores "default", ou seja,  $K_{P1} = 1$  e  $K_{P2} = 2$ .
- (2) Valores "default" divididos por 2, ou seja,  $K_{P1} = 0,5$  e  $K_{P2} = 1$ .
- (3) Valores "default" multiplicados por 2, ou seja,  $K_{P1} = 2$  e  $K_{P2} = 4$ .

A implementação de ganhos menores tornou a resposta do sistema de controle mais lenta, permitindo uma maior oscilação da temperatura média e da potência nuclear, conforme mostram o primeiro e o terceiro gráfico da figura 8.11. Esse efeito é resultado da menor contribuição do canal de potência na composição do sinal final de erro que determina a

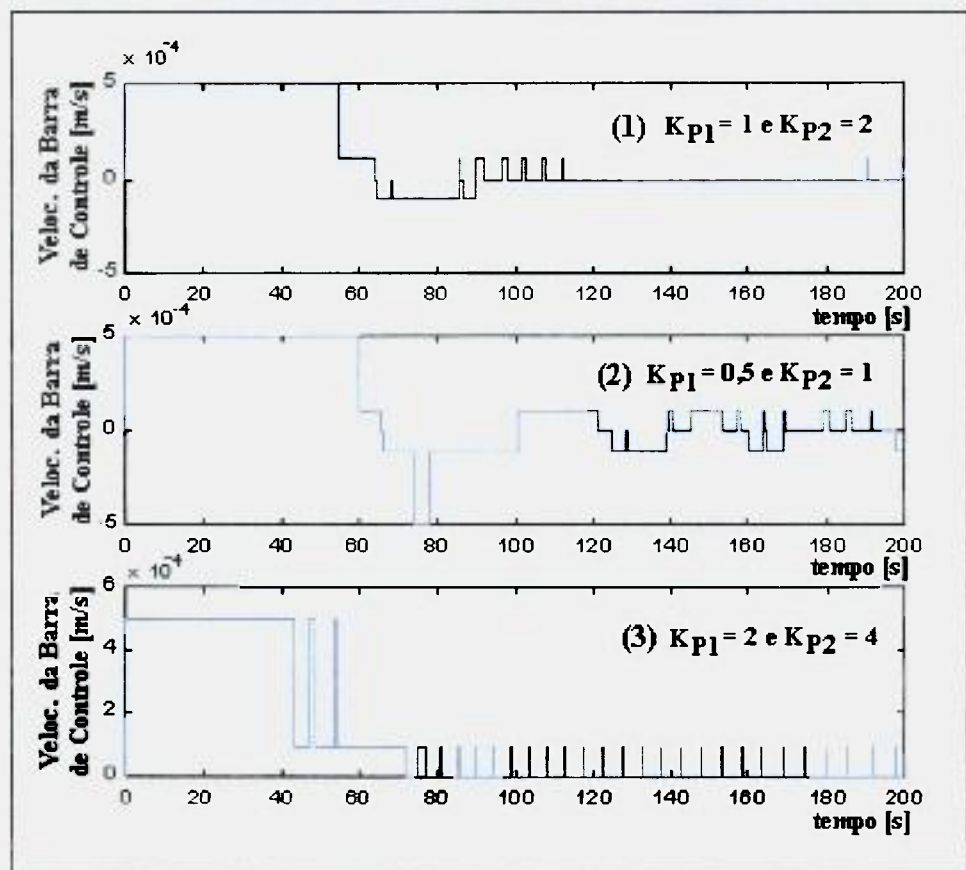


FIGURA 8.12 – Simulações com excitação em degrau e com variação dos parâmetros  $K_{P1}$  e  $K_{P2}$  do canal de potência nuclear – Velocidades da barra de controle.

movimentação da barra de controle. A movimentação da barra para o restabelecimento da temperatura média acabou determinando as oscilações de potência nuclear.

A utilização de ganhos mais elevados, conforme definido na condição (3), estabelece um menor nível de sobre-potência nuclear e elimina o *overshoot* da temperatura média. No entanto, por conta da ação dominante do canal de potência em relação ao canal de temperatura, a correção da temperatura média é mais lenta, conforme observado no segundo gráfico da figura 8.11.

Por conta dos fortes efeitos de realimentação de reatividade resultantes das variações de temperatura do combustível e do refrigerante, a correção rápida do erro de potência nuclear exige freqüentes mudanças de velocidade da barra de controle, conforme mostrado através do terceiro gráfico da figura 8.12. Essa solicitação excessiva do sistema de movimentação de barras normalmente é indesejável e indica que os ganhos do canal de potência nuclear devem ser reduzidos.

### 8.7.3 – Simulações com variação de parâmetro do canal de temperatura.

Um bloco de compensação de “avanço/atraso” constitui-se no principal componente para ajuste do sinal de saída do canal de temperatura da malha de controle do reator. Conforme detalhado no capítulo 6, item 6.2.3, o sinal de entrada do bloco ( $E_{t0}$ ) corresponde ao erro entre a temperatura média “real” do refrigerante e a temperatura média determinada pelo programa de temperatura média. A equação (6.13) representa o modelo do bloco de “avanço/atraso” e está reescrita a seguir, observando-se que  $E_{t1}$  é o sinal de saída do bloco.

$$E_{t1}(t + \Delta t) = \frac{\Delta t}{\tau_5} [E_{t0}(t + \Delta t) - E_{t1}(t)] + \frac{\tau_4}{\tau_5} [E_{t0}(t + \Delta t) - E_{t0}(t)] + E_{t1}(t) \quad (6.13)$$

Foram executadas simulações com aplicação de excitação em degrau de +10% na potência da turbina, com tempo total de 200 segundos, variando-se  $\tau_5$  da seguinte forma: Simulação 1, com  $\tau_5 = 1$  s (valor base do programa, ou “*default*”); Simulação 2, com  $\tau_5 = 0,5$  s; e, Simulação 3, com  $\tau_5 = 2$  s.

Os resultados correspondentes à potência nuclear e à temperatura média do refrigerante estão mostrados na figura 8.13. O comportamento da barra de controle é verificado através na figura 8.14.

Comparando-se a primeira com a segunda simulação, constata-se um aumento do efeito “integrador” do controle, determinado pelo menor valor de  $\tau_5$  utilizado na segunda simulação, e verificado especialmente na faixa de 60 a 120 segundos de simulação, onde a temperatura média apresentou uma menor oscilação em torno do valor de referência. As variações mais rápidas na velocidade da barra de controle são observadas no segundo gráfico da figura 8.14. Na fase inicial do transiente, por conta do domínio do erro do canal de potência, observa-se que o efeito da modificação de parâmetro não estabelece nenhuma alteração na temperatura média e na potência nuclear.

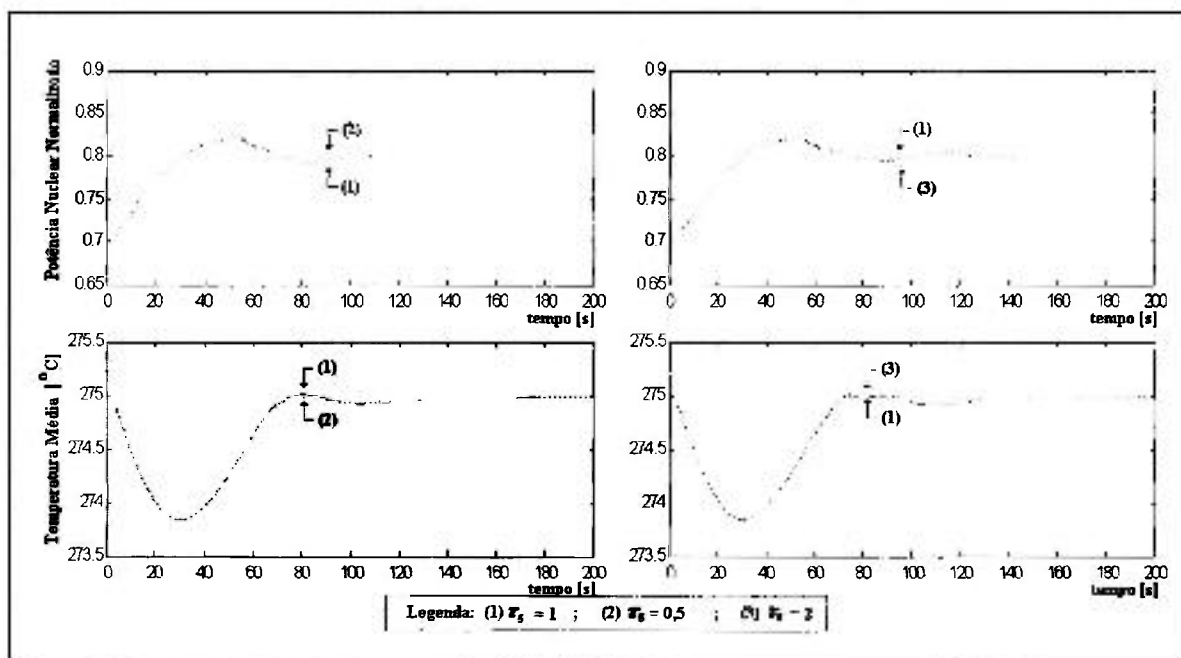


FIGURA 8.13: Simulações em degrau para diferentes valores do parâmetro  $\tau_5$  do bloco de avanço/atraso do canal de temperatura – Potência Nuclear e Temperatura Média.

Quando foi utilizado um valor mais elevado para  $\tau_5$  (Simulação 3), os resultados apresentaram um comportamento inverso, ou seja, com a diminuição do efeito integrador, o sinal de erro resultante do canal de temperatura torna-se menor e permite uma oscilação

ligeiramente maior da temperatura média em torno do valor de referência. O movimento mais suave da barra de controle é observado no terceiro gráfico da figura 8.14.

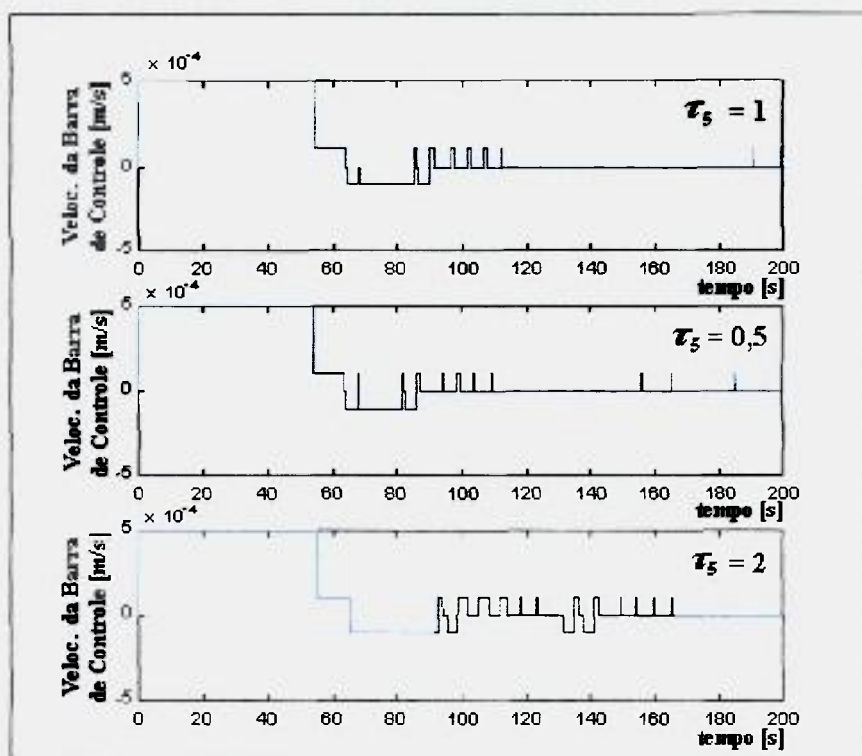


FIGURA 8.14 : Simulações em degrau para diferentes valores do parâmetro  $\tau_5$  do bloco de avanço atraso do canal de temperatura – Velocidade da Barra de Controle.

Em relação à potência nuclear, nenhuma variação significativa pode ser destacada por conta da variação do parâmetro  $\tau_5$ , embora as pequenas variações verificadas tenham sido suficientes para estabelecer os diferentes comportamentos da temperatura média.

Com as simulações realizadas, não é possível de se concluir quanto ao melhor valor para  $\tau_5$ . Um processo de busca exaustiva é necessário, executando-se simulações dos diversos transientes possíveis no sistema e considerando-se todas as limitações operacionais e de segurança. Para a escolha do valor “default” ( $\tau_5 = 1$  s), foram analisados os resultados de simulações em degrau de  $\pm 10\%$ , e em rampa de  $\pm 15\%$  da potência nominal da turbina por minuto, utilizando-se incrementos diferenciados para  $\tau_5$ . O valor escolhido foi aquele que apresentou menor sobrepotência e menor grau de oscilação.

## 8.8 – Estudo do pressurizador

As simplificações adotadas no desenvolvimento do modelo matemático do pressurizador (capítulo 5), especialmente aquelas relativas à homogeneidade e ao equilíbrio termodinâmico em cada volume de controle, determinam limitações ao modelo para o estudo acerca desse complexo sistema. As equações estabelecidas, no entanto, correspondem satisfatoriamente ao comportamento global do equipamento nas suas funções de controle de pressão e de acomodação volumétrica do fluido refrigerante durante os transientes de potência. A ausência do controle de nível no modelo implementado, determina diferentes condições estacionárias, em resposta aos diferentes comportamentos das variáveis envolvidas em cada transiente.

Para discussão de resultados considerando-se a condição de controle “*default*” para atuação nos aquecedores e válvulas de aspersão, foram realizadas análises específicas do comportamento do pressurizador durante os transientes de aumento e redução na carga da turbina, na forma de rampa de  $\pm 15\%$  / minuto, com tempo total de simulação de 400 segundos, e controle do reator em malha fechada. Na figura 8.15 são mostradas as curvas de, potência nuclear normalizada, temperaturas no refrigerante, pressão normalizada, potência térmica dos aquecedores e vazão de aspersão, correspondentes ao transiente de aumento de potência na turbina. As mesmas variáveis citadas, desta feita relativas à retirada de carga da turbina, estão mostradas nas figuras 8.16. O comportamento do nível do pressurizador, considerando-se as duas condições estudadas, é representado na figura 8.17.

No transiente de aumento de potência, observa-se inicialmente uma diminuição da temperatura média do refrigerante, o que determina uma contração de volume e uma conseqüente queda de pressão. A diminuição de temperatura ocorre até cerca de 200 segundos, enquanto que a queda de pressão é revertida antes dos 50 segundos de simulação, por ação do aquecedor elétrico proporcional. Na sobre potência estabelecida pelo reator para controlar a temperatura média do refrigerante, notada a partir dos 200 segundos, a pressão tende a se elevar, acompanhada pelo efeito do aumento de temperatura média, ocasionando a operação da segunda e da terceira válvulas de aspersão, conforme previsto no programa de abertura do conjunto de válvulas definido no item 6.3.2. Simultaneamente à operação da segunda válvula, ocorre o desligamento do aquecedor proporcional. A partir de 300 segundos do início do transiente, o aquecedor entra novamente em operação, e permanece ligado até o final dos 400 segundos, para compensar o pequeno decréscimo de pressão. Durante esse período, a vazão de



aspersão é mínima ( $W_{sp0}$ ) e estabelecida pela válvula do conjunto (*primeira*) que permanece continuamente aberta

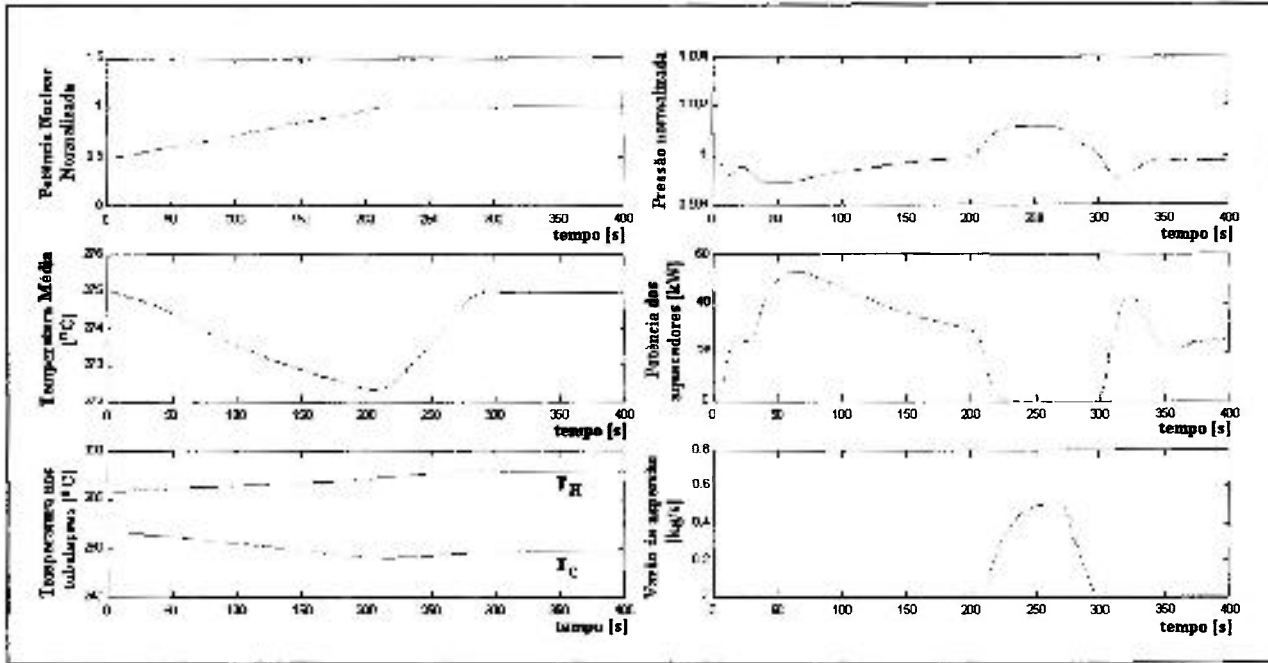


FIGURA 8.15 : Estudo do pressurizador - Resultados da simulação em rampa de +15%/minuto.

Na redução de carga, o comportamento das válvulas de aspersão e do aquecedor proporcional é praticamente o inverso do observado na elevação de carga. As elevações de temperatura do refrigerante determinam a elevação da pressão pela expansão do fluido no circuito primário e, por ação do sistema de controle, o sistema de válvulas de aspersão é acionado. Quando a temperatura do refrigerante começa a diminuir, devido à contração do fluido, a pressão no sistema fica inferior à pressão de referência, fazendo com que o circuito de aquecimento seja acionado.

Nos dois transientes estudados, nota-se que a pressão não estabilizou no valor de referência e ainda estão operantes os elementos de controle para eliminar o pequeno erro residual. Para os testes realizados, considerou-se estabilizada a pressão no pressurizador quando estava satisfeita a condição:

$$0,99999 < P_p < 1,00001 \quad (8.1)$$

No transiente com rampa positiva, a condição acima foi atingida próximo aos 950 segundos de simulação.

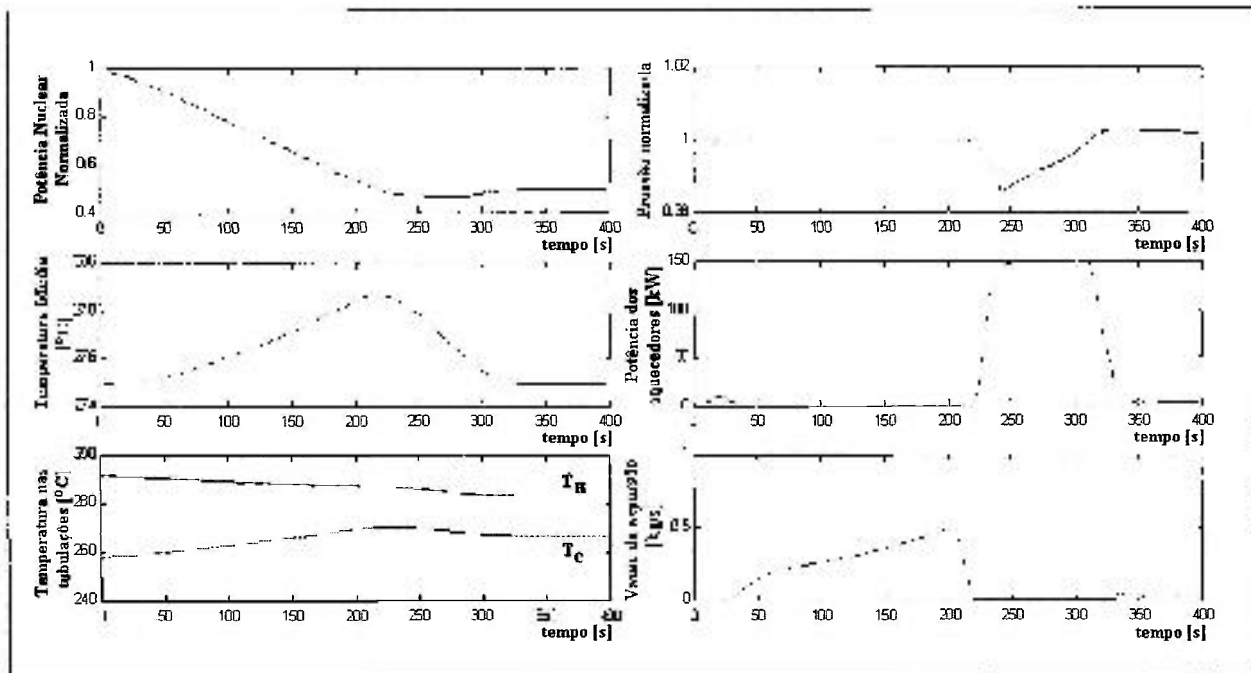


FIGURA 8.16 : Estudo do pressurizador - Resultados da simulação em rampa de -15%/minuto.

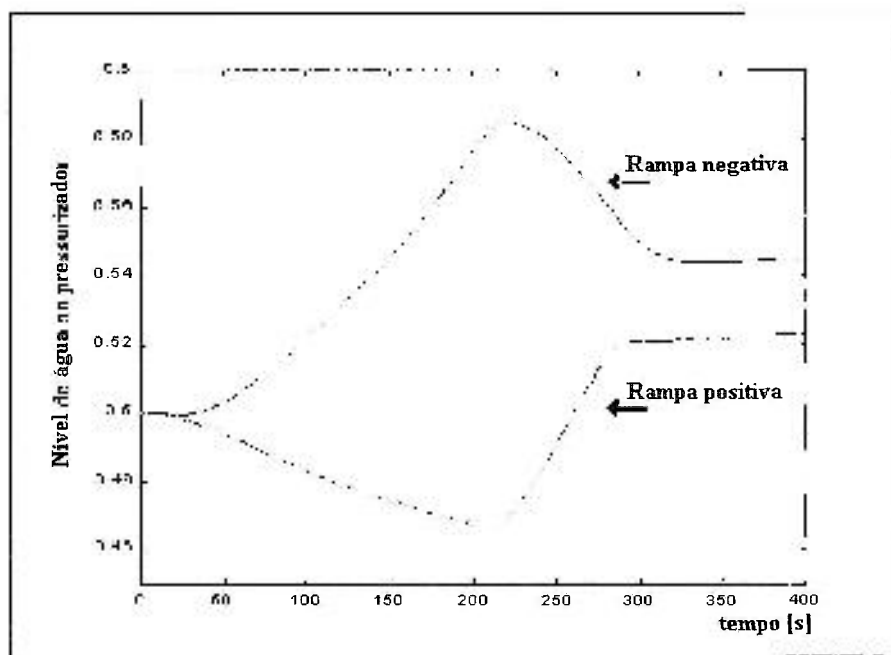


FIGURA 8.17 : Estudo do pressurizador – Comportamento do nível de água durante transientes em rampa de  $\pm 15$  %/minuto.

Por conta da não implementação de um controle de nível para o pressurizador, a condição estacionária final após cada transiente apresenta um novo nível de água no vaso, diferente da condição inicial de 50%, e determinado pela integração da equação (5.19). Durante o período do transiente, o nível no vaso praticamente acompanha as oscilações na temperatura média, respondendo à variação da vazão de surto  $W_{su}$ .

Com o objetivo de se avaliar o sistema de controle de pressão com uma nova configuração de parâmetros, foram realizadas simulações com excitação em degrau de  $\pm 10\%$  da potência da turbina variando-se o parâmetro de ganho proporcional  $K_{pp}$ . Os resultados estão mostrados na figura 8.18.

A melhoria no controle, determinada pela utilização de um ganho igual ao dobro do valor “*default*” adotado no modelo, não é significativa para o transiente estudado. Por outro lado, a redução do ganho “*default*” pela metade apresentou diferenças importantes, implicando na piora do sistema de controle. Apesar dos melhores resultados obtidos com o incremento do ganho, deve-se considerar que a utilização de valores altos para  $K_{pp}$  está associada à capacidade de resposta dos elementos responsáveis pelo controle, no caso o conjunto de válvulas de aspersão e os aquecedores elétricos. O modelo utilizado para o conjunto de válvulas de aspersão, com vazão proporcional à elevação de pressão, é bastante eficiente e evita as oscilações normalmente causadas por válvulas de vazão contínua com comando *on-off* associadas a altos ganhos proporcionais.

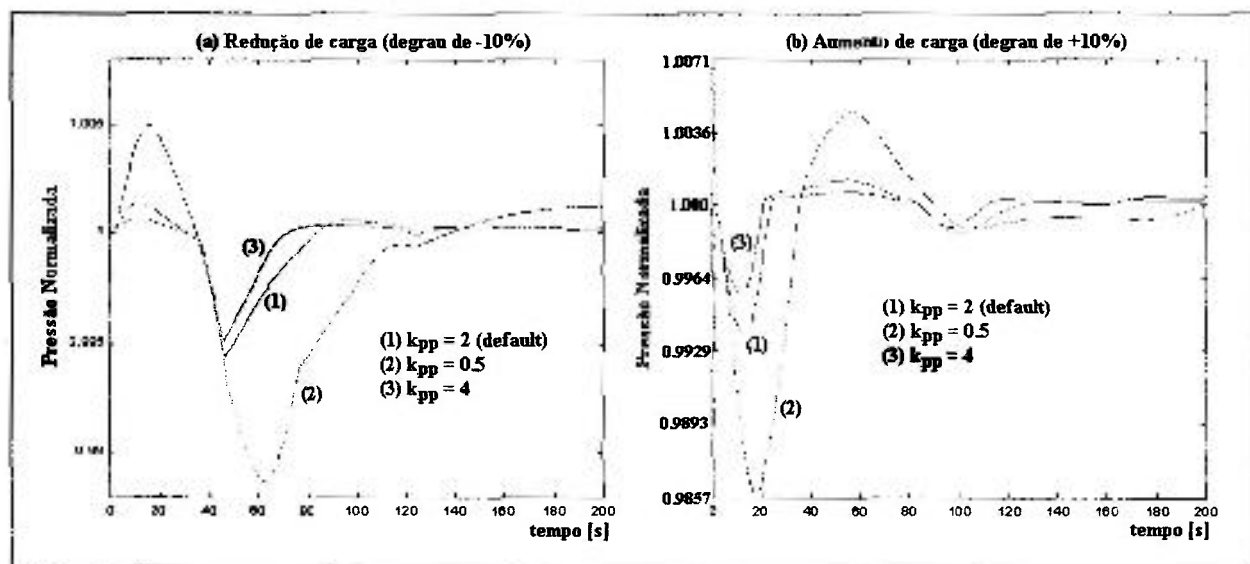


FIGURA 8.18 : Estudo do pressurizador - Resultados da simulação em degrau de  $\pm 10\%$  da potência na turbina com variação do ganho  $K_{pp}$ .

### 8.9 – Simulações com transientes na barra de controle e potência fixa no circuito secundário.

A opção de simulação mantendo-se fixa a potência no circuito secundário e variando-se a reatividade inserida ou retirada pela barra de controle, tem como objetivo principal o estudo dos efeitos dos coeficientes de reatividade sobre a potência nuclear e temperaturas do refrigerante e do combustível. A composição da reatividade do reator é determinada pela equação (5.5), reescrita a seguir:

$$\rho = \rho_0 + \rho_B + \frac{\alpha_F}{\beta} (T_F(t) - T_{F0}) + \frac{\alpha_C}{\beta} (T_C(t) - T_{C0}) + \frac{\alpha_P}{\beta} (P_P(t) - P_{P(REF)}) \quad (5.5)$$

A reatividade fictícia  $\rho_0$  é uma constante determinada pela condição inicial de criticalidade, ou seja, para  $\rho = 0$ . A variação de  $\rho_B$  estabelece uma condição de subcriticalidade no reator, no caso de inserção de barra, ou de supercriticalidade, no caso de remoção da barra; e, conforme a equação (5.5), o restabelecimento da condição crítica ( $\rho = 0$ ) é determinado pela variação na reatividade devida à variação das temperaturas do combustível ( $\alpha_F$ ), do refrigerante ( $\alpha_C$ ) e da pressão ( $\alpha_P$ ).

Especificamente para simulações na barra de controle, adotou-se para o reator o modelo neutrônico com aproximação “*prompt jump*”, ou seja, fazendo  $\frac{dP(t)}{dt} = 0$  na equação (5.3) e obtendo, para o cálculo da potência nuclear, a expressão <sup>[17]</sup>:

$$P(t) = \frac{-\Lambda \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t)}{(\rho(t) - \beta)} \quad (8.2)$$

Na simulação em degrau, a excitação é executada na potência nuclear. A partir da nova potência, obtida em função do valor do degrau e da potência inicial definida na tela de entrada, o programa calcula a nova reatividade e a posição da barra de controle correspondente. Na figura 8.19(a) estão mostrados os principais resultados obtidos de uma simulação em degrau na barra de controle, correspondendo a um aumento de 20% de potência nuclear e considerando-se a potência inicial normalizada igual a 0,7. Na figura 8.19(b) estão mostradas

as mesmas variáveis, desta feita para uma inserção abrupta de barra equivalente a um degrau negativo de 20% da potência nuclear nominal.

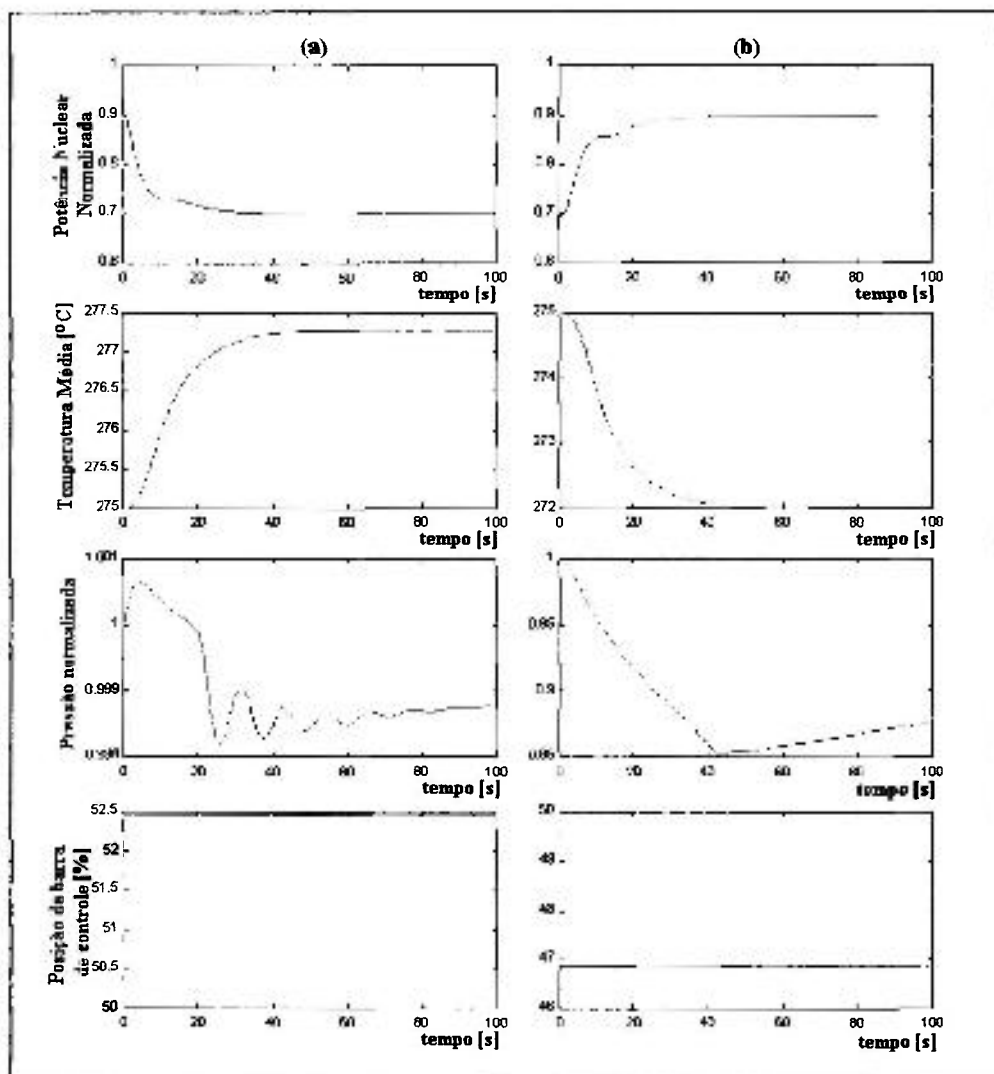


FIGURA 8.19 : Excitação na barra de controle - Resultados da simulação em degrau de + 20% (a) e de -20% (b) da potência nuclear normalizada.

No caso da excitação em rampa, são definidos na tela de entrada as posições inicial e final da barra de controle, o valor da rampa aplicada [%/min] e a potência na turbina. A partir desses dados, o programa calcula a velocidade de inserção ou retirada da barra. Na figura 8.20(a), estão mostrados os resultados de uma simulação com movimentação de retirada da barra de controle, da posição inicial de 55% até a posição de 60%, a uma taxa de 20% do comprimento total da barra por minuto. Considerou-se a potência constante na turbina igual a

0,7. Na figura 8.20(b) estão apresentados os gráficos correspondentes a um transiente de inserção da barra de controle, considerando, agora, o retorno da posição de 60% até a posição de 55%, mantendo-se novamente a potência constante na turbina.

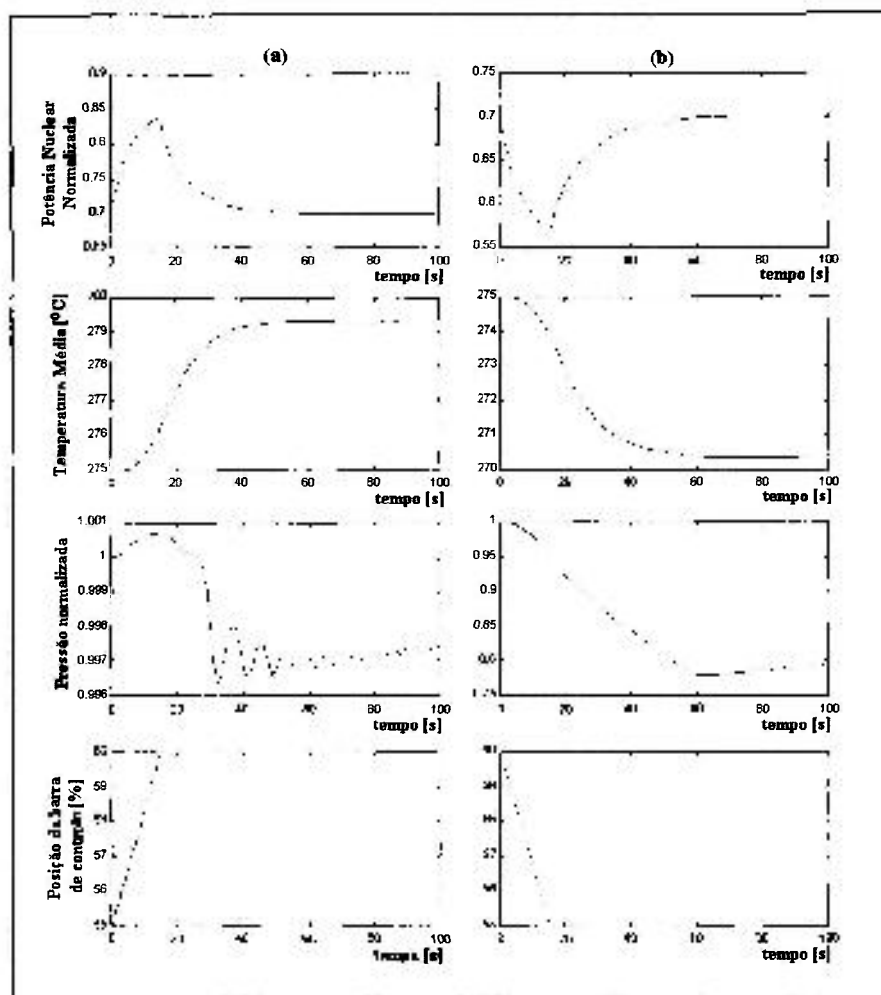


FIGURA 8.20 : Excitação na barra de controle - Resultados da simulação com movimentação da barra em rampa de +20% (a) e de -20% (b) do comprimento total /minuto.

Pelo fato de se utilizar o modelo neutrônico com a aproximação “prompt jump” no primeiro gráfico da figura 8.19(a), verifica-se que a potência nuclear assumiu o valor normalizado igual a 0,9 logo no início do transiente (ou mais precisamente, em  $t = \Delta t$ ) e, não apresentando nenhuma elevação significativa, inicia rapidamente o restabelecimento para a condição de potência definida pelo circuito secundário. Esse comportamento é resultado da ação dos elevados coeficientes negativos de reatividade do combustível e do refrigerante, em

resposta às variações de temperatura. A energia térmica absorvida pelo refrigerante durante o transiente e não transferida ao circuito secundário, estabelece uma temperatura média de regime em torno de 2,5 °C acima do valor da temperatura média inicial.

Nos transientes de movimentação da barra com velocidade constante (rampa), os efeitos de realimentação da reatividade são observados destacadamente nos gráficos correspondentes à potência nuclear normalizada da figura 8.20. No caso (a), o crescimento linear da reatividade correspondente à retirada da barra de controle, não determina um crescimento descontrolado da potência nuclear. A partir dos 15 segundos de simulação, com a barra totalmente parada, o reator é reconduzido a sua condição inicial de potência, nos dois casos estudados, por ação dos coeficientes negativos de reatividade; e, um novo equilíbrio de temperaturas é atingido em cada caso.

Tanto para os transientes em degrau como para os transientes em rampa, as elevadas variações de temperatura, em poucos segundos, estabelecem variações na pressão do sistema, determinando a ação de controle por parte das válvulas de aspersão e dos aquecedores elétricos. No caso da rampa negativa, com queda acentuada da temperatura média, a resposta dos aquecedores elétricos não conseguiu evitar sub pressões com valores inferiores a 80% da pressão nominal do sistema.

## **8.10 - Simulações para estudo do método numérico e dos tempos de processamento.**

### **8.10.1 – Método de solução numérica e rotinas de cálculo**

No software *Matlab*, todos os cálculos são realizados em dupla precisão, com os números armazenados em formato longo, em ponto flutuante, com 16 dígitos significativos. Dessa forma, os erros de arredondamento e os erros gerais de truncamento são desprezíveis. No caso específico da integração numérica pelo método de Runge-Kutta de ordem quatro, foi calculado, a cada passo de integração, o valor estimado do erro local de truncamento (*etr*) para todas as variáveis que compõem o sistema de equações diferenciais ordinárias do modelo. Excetuando-se a equação de pressão, o valor calculado de *etr* não atingiu um décimo do limite estipulado. Deve-se destacar que o cálculo de *etr* através da equação (7.8), não é aplicável em equações ou sistemas que não atendam as premissas de continuidade e de diferenciação da função integrada. Podem enquadrar-se nesse caso, as equações de pressão e de potência

nuclear, onde correções bruscas dos termos da equação, a cada passo de integração, são possíveis e diretamente proporcionais ao aumento do intervalo de integração.

Todas as simulações apresentadas neste capítulo foram realizadas com intervalo de integração *default* de 0,01 segundo. O aumento do intervalo de integração resultou em divergência da solução, na equação de potência nuclear, em determinadas simulações de redução de carga. Esse fato ocorreu por conta dos altos valores de reatividade inseridos no reator a cada intervalo de integração, por realimentação, durante a redução de carga.

Reduzindo-se dez vezes o intervalo de integração e repetindo-se as simulações realizadas com sucesso e apresentadas neste trabalho, constatou-se que as respostas são praticamente as mesmas, não indicando nenhuma divergência na solução. Dessa forma, conclui-se que a redução do intervalo de integração somente é indicada quando não há convergência para a solução e a simulação é interrompida bruscamente, acompanhada do aparecimento de uma janela de advertência de sub ou sobre pressão, ou, de sub ou sobre potência nuclear.

### 8.10.2 – A velocidade de processamento

Uma das metas iniciais do trabalho referia-se ao cálculo em tempo real, utilizando-se o intervalo de tempo de processamento como intervalo de integração. Desviou-se dessa meta por conta da necessidade de controle sobre o intervalo de integração. A aplicação do cálculo em tempo real no software *Matlab* é de fácil realização, utilizando-se a função *cputime* e introduzindo-se as modificações necessárias no módulo específico de cálculo numérico. Não estão sendo consideradas nessa afirmação, as limitações do sistema operacional Windows associadas ao processamento em tempo real.

Com o programa na sua forma final, com intervalo de integração fixo em cada simulação, os tempos de processamento foram medidos, também com o auxílio da função *cputime*, e estão mostrados na Tabela 8.11. Observa-se que, praticamente, não há variação do tempo de processamento em função do tipo de excitação aplicado. Para simulações com intervalo de integração de 0,01 segundo, o tempo de máquina representa em torno de 66 % do período total de simulação. No caso de simulações com  $\Delta t = 0,005$  segundo, o processador necessita de um tempo cerca de 35 % a mais que o período total de simulação. Todos os testes foram realizados em microcomputador equipado com processador AMD *Duron* e 120 MB de memória RAM.



TABELA 8.11: Comparação entre os tempos de simulação e tempos de máquina.

TRANSIENTE	Intervalo de integração = 0.01 s			Intervalo de integração = 0.005 s		
	Simulado [ s ]	Real [ s ]	Real / Simulado	Simulado [ s ]	Real [ s ]	Real / Simulado
Degrau de + 10%	500	325,74	0,65	500	666,01	1,33
	1000	652,07	0,65	1000	1420,60	1,42
Rampa de + 15% / minuto	500	328,99	0,66	500	668,82	1,34
	1000	662,73	0,66	1000	1373,20	1,37

## 8.11 – Análise e discussão de resultados.

### 8.11.1 – O modelo matemático do processo.

Em relação ao modelo matemático empregado para o circuito primário, à exceção do gerador de vapor, utilizou-se um conjunto de equações em conformidade com a literatura citada durante o desenvolvimento do modelo, no capítulo 5. A utilização de parâmetros concentrados e o modelo de cinética pontual para o núcleo, com dois nodos de refrigerante para o único nodo do combustível, também estão presentes nos trabalhos pesquisados e dedicados ao estudo do sistema de controle. As simulações apresentadas e discutidas em cada situação particular, especialmente nos estudos em malha aberta, demonstraram que o modelo matemático representa bem os fenômenos envolvidos.

A utilização de valores constantes para os coeficientes de troca de calor deveu-se, principalmente, às premissas de escoamento monofásico e aos limites estabelecidos para os transientes relacionados ao sistema de controle do reator (degrau máximo de 10% e rampa máxima de 15% / minuto). No caso específico do gerador de vapor, o produto *Área\*coeficiente de transferência de calor* não varia apreciavelmente para o equipamento tipo “tubos em U invertido”, considerando-se potências superiores a 15% da potência nominal <sup>[2]</sup>. De qualquer forma, a introdução de uma nova equação no programa, se necessário, é de fácil implementação.

Estando o modelo matemático do gerador de vapor fora do escopo do trabalho, optou-se por uma equação diferencial simplificada para representação do processo de transferência de energia do refrigerante ao fluido secundário. A equação diferencial auxiliar, representando o atraso de transporte de primeira ordem entre a potência da turbina e a potência secundária, mostrou-se adequada para o modelo simulado. A constante de tempo é ajustável em campo próprio da tela de entrada de dados e tem o valor “*default*” de 15 segundos.

### **8.11.2 – O modelo do sistema de controle**

Baseando-se principalmente nas referências [5] e [1], introduziu-se um modelo típico para o sistema de controle de um reator PWR. O programa de velocidade de barras admite duas velocidades. Todos os blocos que compõem cada malha de controle, incluindo-se o programa de velocidade de barras, têm seus parâmetros ajustáveis em tela específica de entrada de dados. Como simplificação do modelo, não foram determinadas equações para os instrumentos, válvulas e mecanismo de movimento de barras.

No que se refere a técnicas de controle, o modelo proposto é aplicável somente para projetos convencionais de controle. O estudo para aplicação de técnicas avançadas com controle adaptativo ou controle inteligente não é escopo do trabalho.

A contribuição principal do programa computacional elaborado, refere-se à busca da configuração adequada dos parâmetros das malhas de controle e do programa de velocidade de barras, para atender os transientes normais relacionados às variações de carga da planta utilizada como base. Esse processo pode ser considerado de “tentativa e erro”, visto que não foi incorporado no programa nenhum algoritmo de cálculo específico para busca dos melhores parâmetros, assim como não foi definido nenhum índice de desempenho para o projeto de controle. Dessa forma, indica-se como melhor alternativa de estudo a seqüência: (1) Avaliação prévia dos valores limites ou faixa de validade de cada parâmetro; (2) Simulações, contemplando a variação de parâmetros e os limites de transitórios suportáveis; (3) Avaliação e seleção de resultados para análise posterior; (4) Análise dos resultados de simulações utilizando um programa auxiliar de com índices de desempenho definidos; e (5) Repetição de simulações, avaliação e análise de dados, após o afunilamento de possibilidades e a determinação das novas faixas de estudo.

Considerando-se que todas as variáveis de controle (potência nuclear, potência da turbina, pressão no sistema e temperaturas nos diversos trechos do circuito), assim como os elementos finais de controle (barra de controle, no caso de controle do reator e válvulas de aspersão e aquecedores, no caso de controle de pressão) foram previamente definidos no modelo, a técnica mais adequada para auxiliar na determinação dos melhores (ou ótimos) parâmetros é a denominada “busca exaustiva” [3], que deve estar associada a um ou mais índices de desempenho [14]. Na bibliografia pesquisada, não se encontrou um índice de desempenho específico ou recomendado para utilização em sistemas de controle de reatores PWR.

### **8.11.3 – Flexibilidade e facilidade operacional do programa computacional**

Na elaboração da telas de trabalho do programa, buscou-se a simplicidade, destacando-se os aspectos principais na visualização gráfica. O acesso às telas auxiliares de entrada de dados e de análise de resultados, é realizado sempre por acionamento de botões. Os dois gráficos destinados ao acompanhamento da simulação, localizados na parte inferior da tela principal, apresentam uma curva cada um, justamente para se evitar o excesso de informações e confusões de escalas no eixo y. O conjunto de displays, relacionados às principais variáveis atuantes sobre o sistema de controle do reator, torna-se útil para a detecção de anormalidades e a consequente interrupção da simulação, evitando-se a perda de tempo.

Além de bloqueios a comandos errados, janelas de advertência foram incorporadas ao programa, com mensagens adequadas a cada situação, especialmente quando da configuração da janela de parâmetros de simulação.

## 9 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

### 9.1 – Conclusões

O produto final do trabalho desenvolvido é um programa de computador para aplicação ao estudo do sistema de controle do reator e da pressão do circuito primário de uma planta típica PWR. Apresentou-se uma avaliação desse programa computacional, considerando-se os seguintes aspectos: (1) A correspondência dos resultados em relação aos modelos matemáticos desenvolvidos para o reator e demais componentes do circuito primário; (2) A aplicabilidade e a validade do modelo matemático do sistema de controle; (3) A precisão do método de solução numérica e das rotinas de cálculo empregado; (4) A velocidade de processamento; e (5) A flexibilidade no manuseio de dados, a qualidade de interfaces gráficas e a facilidade de operação.

Embora os resultados obtidos com a utilização do programa refiram-se a testes realizados sobre uma planta idealizada, não real e designada como “*default*”, o objetivo proposto foi atingido. Embora não estejam incorporadas ao programa rotinas para determinação de parâmetros ótimos de controle ou para cálculo de possíveis índices de desempenho do sistema de controle, foi obtida uma ferramenta importante para o estudo básico de um sistema de controle típico do reator e para auxiliar no entendimento dos complexos fenômenos neutrônicos, de transferência de calor e de mecânica dos fluidos relacionados ao circuito primário do sistema PWR.. O processo para seleção dos parâmetros de cada malha é basicamente o de “tentativa e erro”, por inspeção das curvas obtidas em cada simulação. Pode-se também utilizar os resultados obtidos como entrada em algum programa específico para otimização dos algoritmos de controle.

O modelo matemático implementado no programa e detalhado nos capítulos 5 e 6, representa com boa aproximação os fenômenos neutrônicos e termo-hidráulicos que se desenvolvem no reator e demais componentes do circuito primário, durante os transientes de aumento e de redução de carga, e, nas simulações com variação forçada da posição da barra de controle.

## **9.2 – Sugestões para trabalhos futuros**

### **9.2.1 – Introdução**

Para desenvolvimento do programa computacional apresentado nesta dissertação, foi necessário muito tempo de estudo nas diversas disciplinas envolvidas. Baseando-se nas áreas de conhecimento envolvidas, o trabalho pode ser dividido em 4 partes, a saber: (1) Programa computacional e suas interfaces gráficas; (2) O modelo matemático do sistema PWR; (3) O sistema de controle; e (4) Os métodos de cálculo numérico. Dessa forma, trabalhos futuros poderão ser realizados em todas essas áreas, visando-se a obtenção de um produto confiável e que possa ser útil não apenas no estudo do sistema de controle, mas também como ferramenta auxiliar de pesquisa e como recurso instrucional para treinamento e formação de pessoal.

### **9.2.2 – Sugestão 1 – Incorporação do circuito secundário**

O primeiro trabalho sugerido é a incorporação do circuito secundário ao programa. Nesta fase, pode-se redefinir a planta base utilizada como “*default*” do programa. Estando a planta completa, deve-se executar a validação adequada do programa.

### **9.2.3 – Sugestão 2 – Melhoria do modelo do sistema**

Os testes de validação do programa indicarão as principais necessidades de melhorias no modelo matemático estabelecido. Pode-se estudar os efeitos de uma nova discretização para o refrigerante e para o combustível, com maior número de nodos ou volumes de controle. No caso do pressurizador, pode-se melhorar o sistema de válvulas de aspersão e incorporar um sistema de controle de nível. Um modelo para as bombas de circulação e a incorporação dos efeitos do Xenônio e do Samário também podem ser testados.

Com o aumento contínuo da capacidade de processamento das máquinas, o aumento da quantidade de equações do modelo não resultará em efeitos significativos nos tempos de processamento.

### **9.2.4 – Sugestão 3 – Estudo de métodos numéricos alternativos**

O método de integração Runge - Kutta 4 mostrou-se bastante eficiente na maioria dos casos simulados, aplicando-se o intervalo de integração de 0,01 segundo. Todavia,

considerando-se o comportamento diverso de cada variável em relação ao transiente estabelecido, com algumas delas apresentando fortes variações em curtos intervalos de tempo, a utilização de um intervalo de integração variável de acordo com a evolução da solução pode-se tornar uma opção mais segura, diminuindo a propagação do erro, particularmente em simulações de longo período. *Shampine and Reichelt* [26] apresentaram opções para a integração numérica desse tipo de problema, denominado “*stiff problem*”, que garantem uma melhor estabilidade e um menor erro na solução. Os métodos alternativos apresentados baseiam-se nos métodos de Runge - Kutta de ordem superior a 4 e nos métodos de passo múltiplo de Adams – Bashforth, de ordem 4 ou superior. Um estudo comparativo pode ser realizado e, provavelmente, um novo método numérico possa ser implementado no programa.

#### 9.2.5 – Sugestão 4 – Otimização de parâmetros de controle

Como ferramenta auxiliar para o estudo da melhor configuração de parâmetros de cada bloco de controle, pode-se desenvolver uma rotina, baseada no critério de otimização de “busca exaustiva” [3], e associada a algum índice de desempenho. Além dos índices de desempenho tradicionais de sistema de controle [14], devem contemplar o estudo outras características importantes associadas ao sistema PWR, tais como tempo de acionamento e taxa de mudança de velocidade de barra de controle, limites de variação de potência nuclear  $\left(\frac{\Delta P}{\Delta t}\right)$ , e outros.

#### 9.2.6 – Sugestão 5 – Desenvolvimento de novas telas de interface gráfica

Em relação à flexibilidade para alteração de parâmetros, concluiu-se que há necessidade de uma revisão nas telas de entrada de dados, provavelmente com a incorporação de mais telas para possibilitar a configuração plena do circuito primário. Bloqueios de acesso poderão ser implantados para evitar alterações indevidas.

Após a incorporação do circuito secundário, deve-se implantar um arquivo de ajuda ao usuário, destacando-se o modelo matemático e o modelo de controle incorporado ao programa. A transferência de dados para a planilha Excel também deve ser implementada através de uma rotina específica, acionada por um botão adicional de controle.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. HARRER, J.M. ;BECKERLEY, J.G. *Nuclear power reactor instrumentation systems*. Springfield, Virginia: Technical Information Center, U.S. Atomic Energy Commission, 1978.
2. KERLIN, T.W. *Dynamic analysis and control of pressurized water reactors*. Knoxville, Tennessee: Academic Press, Inc., 1978.
3. JALURIA, Y. *Design and optimization of thermal systems*. USA: The MacGraw-Hill Companies, Inc., 1998.
4. OHYAMA, M.; JOHANSSON, G. *Nuclear Training Using Compact Simulators*. 8<sup>th</sup> Power Plant Dynamics, Control & Testing Symposium. Knoxville, Tennessee: 1992.
5. RUBIN, G.A.; SOARES, A.J. *SIMPCO – Uma ferramenta para estudo de sistemas de controle de centrais nucleares*. VI Congresso Geral de Energia Nuclear – artigo 15.04, Rio de Janeiro: 1995.
6. MALISKA, C.R. *Transferência de calor e mecânica de fluidos computacional*. Rio de Janeiro, RJ: Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., 1995.
7. SHOTKIN, L.M. *Development and assessment of U.S. Nuclear Regulatory Commission Thermal-Hydraulic system computer codes*. *Nuclear Technology*, vol. 116, p. 231-243.:1996.
8. JAIN, P.K. *A dynamic model for pressurized water reactor analysis on microcomputers*. *Nuclear Technology*, vol. 72, p. 301-311.:1986.
9. CABRAL, E.L.; MEYER, J.E. *Real-time three dimensional thermal-hydraulic information for large PWR codes*. Oitavo ENFIR, Atibaia, SP: 1991.

10. PO, L.C. *Training material for IAEA advanced reactor simulation. International Atomic Energy Agency (IAEA)*, 1998.
11. KERLIN, T.W.; KATZ, E.M.; THAKKAR, J.G.; STRANGE, J.E. *Theoretical and experimental dynamic analysis of the H. B. Robinson Nuclear Plant. Nuclear Technology*, vol. 30, p. 299-316.:1976.
12. BERNARD, J.A. *A New Approach to the Investigation of Reactor Dynamics. 9<sup>th</sup> Power Plant Dynamics, Control & Testing Symposium, Knoxville, Tennessee*: 1994.
13. NAGHEDOLFEIZI, M.; UPADHYAYA, B.R. *Dynamic modeling of a pressurized water reactor power plant for diagnostics and control. 8<sup>th</sup> Power Plant Dynamics, Control & Testing Symposium, Knoxville, Tennessee*: 1992.
14. OGATA, K. *Engenharia de controle moderno*. Rio de Janeiro, RJ, Prentice-Hall, Inc.: 1982.
15. EL-WAKIL, M.M. *Nuclear energy conversion. La Grange Park, Illinois, The American Nuclear Society*: 1992.
16. CENTRAL NUCLEAR ALMIRANTE ÁLVARO ALBERTO – FURNAS CENTRAIS ELÉTRICAS S.A – “FISAR – *Final Safety Analysis Report*”.
17. DUDERSTADT, J.J.; HAMILTON, L.J. *Nuclear reactor analysis*. USA, John Wiley & Sons: 1976.
18. THOMPSON, T.J.; BECKERLEY, J.G. (EDITORS). *The technology of nuclear reactor safety; volume 1: Reactor physics and control*. Cambridge, Massachusetts, The M.I.T. press.: 1964.
19. SCHULTZ, M.A. *Control of nuclear reactors and power plants*. USA, MacGraw-Hill Book Company, Inc. : 1955.
20. WEAVER, L.E. *Reactor dynamics and control*. New York, N.Y., American Elsevier Publishing Company, Inc. : 1968.
21. SMITH, C.A.; CORRIPIO, A.B. *Principles and practice of automatic process control*. USA, John Wiley & Sons.: 1985.
22. IPEN / CNEN – *Relatório de Análise de Segurança do Reator Nuclear IEAR1*.



23. WOISKI, E.R. *Simulação do modelo termodinâmico de pressurizador típico de PWR em regime transiente por meio do programa CSMP*. Dissertação (Mestrado) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, 1981.
24. BRUEL, R.N. *Análise de sensibilidade de um modelo teórico do pressurizador*. Dissertação (Mestrado) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, 1997.
25. ALI, R.A. *Lumped parameter, state variable dynamic models for U-tube recirculation type nuclear steam generators*. Tese (Doutorado) – *The University of Tennessee*,: 1996.
26. THE MATHWORKS, INC. *Manuais da Versão 5.1 do software MATLAB (The Language of Technical Computing)*. Natick, MA.: 1997.
27. DAHLQUIST, G.; BJÖRCK, Å. *Numerical methods*. E. Cliffs, New Jersey, Prentice-Hall, Inc. : 1974.
28. BARROSO, L.C.; BARROSO, M.M.A.; CAMPOS, F.F.; CARVALHO, M.L.B.; MAIA, M.L. *Cálculo numérico (com aplicações)*. São Paulo, SP, Editora Harbra Ltda. :1987.