



Universidade Federal
do Rio de Janeiro

Escola Politécnica

MODELO LINEAR PARA SIMULAÇÃO DINÂMICA DE UM REATOR
NUCLEAR PARA ANÁLISE DE TRANSIENTES E ACIDENTES DE BASE DE
PROJETO

Igor Garcia de Oliveira

Projeto de Graduação apresentado ao Curso de Engenharia Nuclear da Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Engenheiro.

Orientadores: José A. Carlos Canedo Medeiros

Marco Antônio Bayout Alvarenga

Rio de Janeiro

Março de 2018

MODELO LINEAR PARA SIMULAÇÃO DINÂMICA DE UM REATOR
NUCLEAR PARA ANÁLISE DE TRANSIENTES E ACIDENTES DE BASE DE
PROJETO

Igor Garcia de Oliveira

PROJETO DE GRADUAÇÃO SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO
CURSO DE ENGENHARIA NUCLEAR DA ESCOLA POLITÉCNICA
DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE
DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE
ENGENHEIRO NUCLEAR.

Examinado por:

Prof. José Antônio Carlos Canedo Medeiros (UFRJ), D. Sc.

Prof. Paulo Fernando Ferreira Frutuoso e Melo (UFRJ), D. Sc.

Dr. Marco Antônio Bayout Alvarenga (CNEN), D. Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MARÇO DE 2018

Oliveira, Igor Garcia de

Modelo Linear para Simulação Dinâmica de um Reator Nuclear para Análise de Transientes e Acidentes de Base de Projeto / Igor Garcia de Oliveira - Rio de Janeiro: UFRJ/ ESCOLA POLITÉCNICA, 2018.

XII, 78 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: José Antônio Carlos Canedo Medeiros
Marco Antônio Bayout Alvarenga

Projeto de Graduação – UFRJ/ POLI/ Engenharia Nuclear, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 70-71.

1. Dinâmica de Reatores. 2. Reator PWR. 3. Gerador de Vapor. 4. Sistemas de Controle. I. Medeiros, José Antônio Carlos Canedo e Alvarenga, Marco Antônio Bayout. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola Politécnica, Curso de Engenharia Nuclear. III. Modelo Linear para Simulação Dinâmica de um Reator Nuclear para Análise de Transientes e Acidentes de Base de Projeto.

Resumo do Projeto de Graduação apresentado à Escola Politécnica/ UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Engenheiro Nuclear.

MODELO LINEAR PARA SIMULAÇÃO DINÂMICA DE UM REATOR
NUCLEAR PARA ANÁLISE DE TRANSIENTES E ACIDENTES DE BASE DE
PROJETO

Igor Garcia de Oliveira

Março/2018

Orientadores: José Antônio Carlos Canedo Medeiros

Marco Antônio Bayout Alvarenga

Curso: Engenharia Nuclear

Este projeto tem o objetivo de estudar modelos matemáticos simplificados dos sistemas de uma central nuclear usando modelagem com parâmetros agrupados e linearização para avaliar a resposta das principais variáveis da usina, como temperatura, pressão, potência nuclear, entre outras. Os sistemas a serem modelados são o sistema primário, com o vaso do reator, bomba de refrigeração do reator e pressurizador, além do sistema de controle do reator, e o sistema secundário, com as turbinas de alta e baixa pressão, reaquecedor e aquecedores de água de alimentação. O gerador de vapor, que faz o acoplamento termodinâmico entre os sistemas primário e secundário, será modelado, além do sistema de controle de água de alimentação e o gerador elétrico. Esses modelos serão testados para diferentes tipos de transientes para verificar se a resposta das variáveis do sistema é coerente com a realidade e com os modelos apresentados em trabalhos anteriores.

Palavras-chave: Modelagem Dinâmica, Sistemas de um PWR, Análise de Transientes, Central Nuclear de Sequoyah

Abstract of Undergraduate Project presented to POLI/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Nuclear Engineer.

LINEAR MODEL FOR DYNAMIC SIMULATION OF A NUCLEAR REACTOR
FOR TRANSIENT AND DESIGN BASE ACCIDENT ANALYSIS

Igor Garcia de Oliveira

March/2018

Advisors: José Antônio Carlos Canedo Medeiros

Marco Antônio Bayout Alvarenga

Course: Nuclear Engineering

This project has the objective of study simplified mathematical models of a nuclear power plant using lumped parameters and linearized models to assess the response of the main variables of the NPP, like temperature, pressure, power, among others. The systems to be modeled are the primary system, with the reactor vessel, reactor coolant pump and pressurizer, besides of the reactor control system, and the secondary system, with the high and low pressure turbines, reheater, and feedwater heaters. The steam generator, that does the thermodynamic coupling between the primary and secondary systems will be modeled, besides of the feedwater control system and the electric generator. These models will be tested for different types of transient to verify if the response of the systems variables is consistent with the real scenario and with the models presented in previous projects.

Keywords: Dynamic Modeling, PWR Systems, Transient analysis, Sequoyah Nuclear Power Plant

Sumário

Lista de Símbolos	xii
1 Introdução	1
2 Modelagem dos sistemas	4
2.1 Conceitos iniciais	4
2.1.1 Equações de conservação	4
2.1.2 Linearização de modelos	6
2.1.3 Sistemas de controle	6
2.2 Sistema primário	7
2.2.1 Reator	7
2.2.2 Sistema de controle do reator	9
2.2.3 Pressurizador	12
2.2.4 Bomba de refrigeração do reator	17
2.3 Gerador de vapor	18
2.3.1 Água do primário	20
2.3.2 Tubos de metal	22
2.3.3 Água do secundário	24
2.3.4 Controle de água de alimentação	26
2.4 Sistema secundário	27
2.4.1 Turbina de alta pressão e bocal de entrada	27
2.4.2 Separador de umidade e reaquecedor	29
2.4.3 Turbina de baixa pressão	32
2.4.4 Aquecedores de água de alimentação	33
2.4.5 Controle de válvula de vapor principal e gerador elétrico	34

3	Implementação do simulador	36
3.1	Sistema de equações na forma matricial	36
3.2	Soluções numéricas do sistema	37
3.3	Dados para simulação de transientes	38
4	Testes e resultados	53
4.1	Variação oscilatória na potência da rede de transmissão elétrica . . .	53
4.2	Decréscimo na potência transferida para a bomba de refrigeração do reator	57
4.3	Simulação de rampa de reatividade constante	64
5	Conclusões	68
	Referências Bibliográficas	70
A	Testes da modelagem	72

Lista de Figuras

1.1	Estrutura simplificada de um reator PWR	3
2.1	Resposta do sistema de controle do reator	12
2.2	Estrutura do modelo do GV	20
4.1	Varição do coeficiente da válvula de vapor principal (Varição da potência da rede)	53
4.2	Vazão de água de alimentação e temperatura da água do secundário no GV (Varição da potência da rede)	54
4.3	Temperatura da água de alimentação com os sistemas de controle (Varição da potência da rede)	55
4.4	Nível do GV e pressão de vapor com os sistemas de controle (Varição da potência da rede)	55
4.5	Temperatura da água de alimentação sem os sistemas de controle (Varição da potência da rede)	56
4.6	Temperatura da água do secundário no GV sem os sistemas de controle (Varição da potência da rede)	56
4.7	Nível do GV e pressão de vapor sem os sistemas de controle (Varição da potência da rede)	57
4.8	Vazão normalizada da bomba (Decréscimo na potência da bomba)	58
4.9	Potência nuclear e temperatura do refrigerante no núcleo com os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)	58
4.10	Temperatura nas pernas quente e fria com os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)	59
4.11	Reatividade inserida pelas barras de controle (Decréscimo na potência da bomba)	60

4.12	Nível do GV e pressão de vapor com os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)	60
4.13	Vazão de água de alimentação e temperatura da água do secundário no GV com os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba) . . .	61
4.14	Potência nuclear e temperatura do refrigerante no núcleo sem os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)	62
4.15	Temperatura nas pernas quente e fria sem os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)	62
4.16	Nível do GV e pressão de vapor sem os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)	63
4.17	Temperatura da água do secundário no GV sem os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)	63
4.18	Variáveis do vaso de pressão (Rampa de reatividade)	64
4.19	Temperatura das pernas quente e fria (Rampa de reatividade)	65
4.20	Variáveis da água do secundário do gerador de vapor (Rampa de reatividade)	66
4.21	Pressão do pressurizador sem os termos I_1 e I_2 (Rampa de reatividade) . .	66
4.22	Pressão do pressurizador com os termos I_1 e I_2 (Rampa de reatividade) . .	67
A.1	Comparação dos métodos numéricos (Potência nuclear)	72
A.2	Temperatura na entrada do núcleo	73
A.3	Temperatura na perna quente	73
A.4	Nível do gerador de vapor (Variação da temperatura de água de alimentação)	74
A.5	Pressão de vapor (Variação da temperatura de água de alimentação) . . .	74
A.6	Nível do gerador de vapor (Variação do coeficiente da válvula de vapor) .	75
A.7	Pressão de vapor (Variação do coeficiente da válvula de vapor)	75
A.8	Variação normalizada da potência nuclear	76
A.9	Reatividade das barras de controle	76
A.10	Temperatura do combustível	77
A.11	Variação normalizada vazão de vapor na saída da turbina de baixa pressão	77
A.12	Temperatura da água de alimentação	78

Lista de Tabelas

2.1	Variáveis de estado do sistema do reator	9
2.2	Variáveis de estado do sistema de controle de barras	11
2.3	Variáveis de estado da BRR	18
2.4	Variáveis de estado da água do primário	22
2.5	Variáveis de estado dos tubos de metal	23
2.6	Variáveis de estado da água do secundário	26
2.7	Variáveis do controle de água de alimentação	27
2.8	Variáveis da turbina de alta pressão	29
2.9	Variáveis do reaquecedor e separador de umidade	32
2.10	Variáveis da turbina de baixa pressão e dos aquecedores	34
2.11	Variáveis do gerador elétrico	35
3.1	Parâmetros do núcleo do reator	39
3.2	Parâmetros do sistema de refrigeração do primário	40
3.3	Parâmetros auxiliares do GV	41
3.4	Parâmetros da água do primário e tubos de metal do GV	42
3.5	Parâmetros da água do secundário e vapor do GV	43
3.6	Propriedades termodinâmicas do GV	44
3.7	Parâmetros do controle de água de alimentação	44
3.8	Parâmetros do controle de barras	45
3.9	Parâmetros da bomba de refrigeração do reator	46
3.10	Parâmetros do gerador elétrico	46
3.11	Parâmetros do secundário 1	47
3.12	Parâmetros do secundário 2	48
3.13	Parâmetros do secundário 3	49
3.14	Parâmetros do secundário 4	50

3.15	Parâmetros do pressurizador	51
3.16	Parâmetros termodinâmicos do pressurizador	52

Lista de Símbolos

°F	grau Fahrenheit
ft	pé
lbm	libra massa
lbf	libra força
adm	adimensional
pcm	por cem mil (<i>per cent mille</i>)
Btu	unidade térmica britânica (<i>British thermal unit</i>)
in	polegada
psi	libra por polegada quadrada (<i>pound per square inch</i>)
rpm	rotações por minuto
hp	<i>horse-power</i>
Hz	Hertz
R	Rankine

Capítulo 1

Introdução

O licenciamento para construção e operação de uma usina nuclear exige uma análise rigorosa dos sistemas da usina para garantir que sua operação seja segura para a população e para o meio ambiente, até mesmo em caso de acidentes. Parte dessa análise é feita utilizando códigos computacionais, como o TRACE, RELAP5, MELCOR [1] que modelam o comportamento dos sistemas da usina e calculam as variações dos parâmetros desses sistemas.

Diferentes tipos de transientes, acidentes e a grande quantidade de informação contida numa central nuclear podem dificultar o entendimento e operação da usina por parte dos operadores na sala de controle. Testar esses transientes e acidentes em uma situação real pode apresentar riscos que não podem ser tolerados na área nuclear. Uma estrutura teórica que consiga representar com boa precisão o que ocorre em uma usina em casos de transientes e acidentes ajuda a testar novas metodologias e práticas para que a operação de uma central nuclear seja cada vez mais segura e otimizada do ponto de vista operacional. Aprimoramentos na modelagem matemática de sistemas complexos e integrados também permitem uma visão mais detalhada do desempenho com relação à segurança operacional e contribuem para o desenvolvimento de novas tecnologias para o setor.

O objetivo deste trabalho é propor um modelo matemático dos sistemas de uma usina nuclear PWR para estudar o comportamento das principais variáveis dos sistemas primário e secundário da usina, além dos limites de projeto desses sistemas e o retorno às condições de estabilidade pela implementação dos sistemas de controle durante transientes e acidentes de base de projeto. A Figura 1.1 mostra um diagrama simplificado de uma central PWR com alguns dos principais sistemas

a serem modelados, como o vaso do reator, pressurizador, gerador de vapor, dentre outros.

Os trabalhos feitos por OLEGARIO [2] e GALVAO [3] foram os primeiros a serem desenvolvidos nessa área no curso de Engenharia Nuclear da POLI / UFRJ. OLEGARIO [2] traz a modelagem do sistema primário da usina, com o vaso de pressão, pernas quente e fria, gerador de vapor e pressurizador. GALVAO [3] acopla o sistema secundário ao sistema primário, com turbinas de alta e baixa pressão, rea aquecedor e separador de umidade, aquecedores de água de alimentação e gerador elétrico.

Este trabalho utiliza o sistema secundário já desenvolvido [3], [4] e com modificações no sistema primário. As equações principais da cinética pontual e das tubulações são mantidas as mesmas das apresentadas em [2], [3], [4], [5], [6].

A dissertação de mestrado de ALI [7] propõe quatro modelos de geradores de vapor diferentes. O modelo utilizado por GALVAO [3] e OLEGARIO [2] é o modelo A, mais simplificado. O modelo usado neste trabalho é o modelo D, que é o mais completo.

THAKKAR [8] apresenta a dedução do modelo matemático do pressurizador sem válvulas de alívio e segurança. Este trabalho propõe a inclusão dessas válvulas no modelo.

NAGHEDOLFEIZI [9] desenvolve um modelo para a bomba de refrigeração do reator. Este trabalho utiliza esse modelo linearizado para modelar a variação da vazão de refrigerante no sistema primário.

Os sistemas de controle do reator, de água de alimentação e do pressurizador foram desenvolvidos por FREELS [4]. GALVAO [3] utiliza um modelo simplificado do sistema do controle do reator enquanto neste trabalho será utilizado o modelo mais completo.

No Capítulo 2 serão apresentadas as equações necessárias para a construção do modelo matemático da usina, bem como o desenvolvimento das equações do pressurizador.

O Capítulo 3 apresenta o método de solução empregado para a análise de transientes, bem como as tabelas com os dados utilizados da usina de Sequoyah [4], [9].

A análise dos transientes apresentados neste trabalho com as curvas das variáveis de estado do sistema completo e a interpretação desses resultados serão apresentados no Capítulo 4.

No Apêndice A serão mostrados os resultados para transientes em sistemas isolados para comparar com os trabalhos anteriores para uma validação dos modelos.

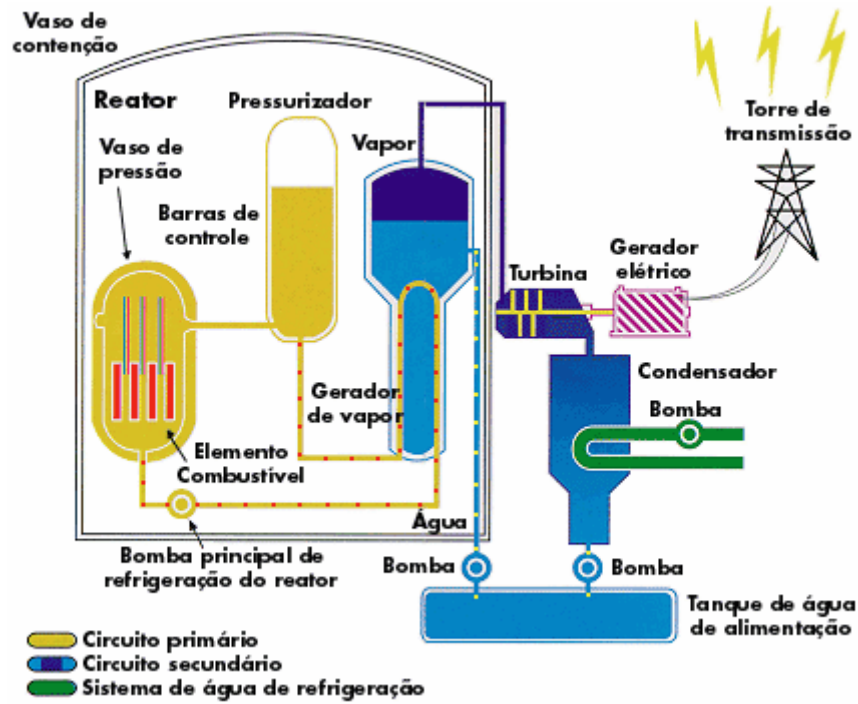


Figura 1.1: Estrutura simplificada de um reator PWR. Fonte: ELETRONUCLEAR [11]

Capítulo 2

Modelagem dos sistemas

2.1 Conceitos iniciais

Para deduzir as equações que compõem o modelo matemático da usina, são necessárias hipóteses de partida para simplificar e reduzir a complexidade para obter uma solução, que embora não seja exata, descreve com grande precisão o que acontece com os sistemas da usina durante os transientes.

- Modelagem utilizando parâmetros agrupados. Dessa forma temos um sistema de equações diferenciais ordinárias onde a única variável independente é o tempo.
- Sistemas linearizados. As equações são linearizadas em torno de um valor de equilíbrio, tornando assim o sistema de equações linear.
- Algumas propriedades termodinâmicas são constantes com o tempo, como calor específico, coeficientes de transferência de calor, entre outros diferentes parâmetros para simplificação.
- Equações de conservação de massa, energia e momento serão utilizadas no desenvolvimento do modelo matemático dos sistemas.

Serão utilizadas também outras correlações empíricas no desenvolvimento do modelo, que serão detalhadas em cada subsistema.

2.1.1 Equações de conservação

Equação de conservação da massa

Também conhecida como equação da continuidade [3], [9], [10], é definida como:

$$\frac{dM_{vc}}{dt} = W_e - W_s \quad (2.1)$$

onde:

M_{vc} = Massa armazenada no volume de controle.

W_e = Vazão mássica total entrando no volume de controle.

W_s = Vazão mássica total saindo do volume de controle.

Equação de conservação de energia

Derivada da primeira lei da termodinâmica [3], [9], [10], pode ser expressa da seguinte forma:

$$\frac{dE_{vc}}{dt} = (Wh)_e - (Wh)_s + \dot{Q} + \dot{L} \quad (2.2)$$

onde:

E_{vc} = Variação da energia armazenada no volume de controle.

h_e = Entalpia específica correspondente à massa entrando no volume de controle.

h_s = Entalpia específica correspondente à massa saindo do volume de controle.

\dot{Q} = Taxa de calor fornecida ao volume de controle.

\dot{L} = Taxa de trabalho fornecida ao volume de controle.

A energia total E_{vc} pode ser também expressa em termos da energia interna. Dessa forma, a Equação (2.2) fica:

$$\frac{d(Mu)_{vc}}{dt} = (Wh)_e - (Wh)_s + \dot{Q} + \dot{L} \quad (2.3)$$

onde: u_{vc} = Energia interna específica.

Equação de conservação do momento linear

Da segunda lei de Newton [3], [9], [10],:

$$\frac{d(Mv)_{vc}}{dt} = (Wv)_e - (Wv)_s + \sum F_{ext} \quad (2.4)$$

onde:

v_{vc} = Velocidade do fluido armazenado no volume de controle.

v_e = Velocidade do fluido entrando no volume de controle.

v_s = Velocidade do fluido saindo do volume de controle.

F_{ext} = Forças externas.

2.1.2 Linearização de modelos

Os modelos a serem apresentados a seguir serão linearizados assim como em [3], [4], [7], [8]. Para linearizar modelos não lineares, utilizamos perturbações nas variáveis a partir de um valor de referência e desprezaremos os termos de ordem superior. Uma representação de um modelo linearizado é obtida da seguinte forma:

$$S = LW$$

$$S_0 + \delta S = (L_0 + \delta L)(W_0 + \delta W)$$

$$\delta S = L_0 \delta W + W_0 \delta L$$

O subíndice 0 indica o valor no estado estacionário enquanto δ indica a perturbação da variável.

2.1.3 Sistemas de controle

Os sistemas de controle a serem utilizados serão do tipo PID (Proporcional Integral e Diferencial), assim como em [3], [4]. A equação que descreve esse sistema em termos de função de transferência é:

$$R(s) = \left(G_p + \frac{1}{\tau_i s} + \tau_d s \right) E(s) \quad (2.6)$$

onde:

$R(s)$ = Sinal de resposta do sistema.

$E(s)$ = Sinal de entrada do sistema.

G_p = Ganho proporcional.

τ_i = Constante de tempo integral.

τ_d = Constante de tempo diferencial.

2.2 Sistema primário

2.2.1 Reator

O subsistema do reator é constituído pelo vaso de pressão, perna quente e perna fria. As equações que compõem esse subsistema são derivadas das equações de cinética pontual, para descrever a variação da potência nuclear e da potência associada aos grupos de precursores de nêutrons atrasados [12], e das equações de conservação de massa e energia, para descrever a transferência de calor entre cada volume de controle. O calor específico à pressão constante e o coeficiente de transferência de calor não variam com o tempo. O modelo do núcleo do reator conta com seis grupos de precursores de nêutrons, uma região de combustível e duas regiões de refrigeração em contato com o combustível. As equações, assim como em [2], [3], [4], [9] são:

Cinética pontual

$$\frac{d\delta P}{dt} = -\frac{\beta}{\Lambda} \frac{\delta P}{P_0} + \sum_{i=1}^6 \lambda_i \frac{\delta C_i}{P_0} + \frac{\delta \rho}{\Lambda} \quad (2.7)$$

$$\frac{d\delta C_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} \delta P - \lambda_i C_i \quad i = 1, \dots, 6 \quad (2.8)$$

onde:

P = Potência nuclear.

C_i = Potência associada ao i-ésimo grupo de precursores.

ρ = Reatividade total.

Temperatura do combustível e refrigerante no núcleo

$$\frac{d\delta T_F}{dt} = \frac{1}{(MC_p)_F} \delta P + \frac{(hA)_f}{(MC_p)_F} (\delta T_{C_1} - \delta T_F) \quad (2.9)$$

$$\frac{d\delta T_{C_1}}{dt} = \frac{(hA)_f}{(MC_p)_C} (\delta T_F - \delta T_{C_1}) + \frac{\dot{m}_C}{M_C} (\delta T_{LP} - \delta T_{C_1}) + \frac{(T_{LP_0} - T_{C_{10}})}{M_C} \delta \dot{m}_C \quad (2.10)$$

$$\frac{d\delta T_{C_2}}{dt} = \frac{(hA)_f}{(MC_p)_C} (\delta T_F - \delta T_{C_1}) + \frac{\dot{m}_C}{M_C} (\delta T_{C_1} - \delta T_{C_2}) + \frac{(T_{C_{10}} - T_{C_{20}})}{M_C} \delta \dot{m}_C \quad (2.11)$$

onde:

T_F = Temperatura do combustível.

T_C = Temperatura do refrigerante.

Entrada e saída do núcleo

$$\frac{d\delta T_{UP}}{dt} = \frac{\dot{m}_{UP}}{M_{UP}}(\delta T_{C_2} - \delta T_{UP}) \quad (2.12)$$

$$\frac{d\delta T_{LP}}{dt} = \frac{\dot{m}_{LP}}{M_{LP}}(\delta T_{CL} - \delta T_{LP}) \quad (2.13)$$

onde:

T_{UP} = Temperatura do refrigerante na saída do vaso de pressão.

T_{CL} = Temperatura do refrigerante na entrada do vaso de pressão.

Perna quente e perna fria

$$\frac{d\delta T_{HL}}{dt} = \frac{\dot{m}_{HL}}{M_{HL}}(\delta T_{UP} - \delta T_{HL}) \quad (2.14)$$

$$\frac{d\delta T_{CL}}{dt} = \frac{\dot{m}_{CL}}{M_{CL}}(\delta T_{OP} - \delta T_{CL}) \quad (2.15)$$

onde:

T_{HL} = Temperatura do refrigerante na perna quente.

T_{CL} = Temperatura do refrigerante na perna fria.

Nas equações (2.10) e (2.11), aparecem termos referentes à linearização da vazão do refrigerante, que serão descritos no subsistema da bomba de refrigeração do reator. O termo da reatividade total na equação (2.7) pode ser escrito da seguinte forma:

$$\delta\rho = \alpha_F \delta T_F + \frac{\alpha_C}{2}(\delta T_{C_1} + \delta T_{C_2}) + \delta\rho_b \quad (2.16)$$

onde α representa o coeficiente de reatividade, ou seja, a variação da reatividade em relação à variação de temperatura, que também pode ser escrito como $\frac{\partial\rho}{\partial T}$ e

sendo constante durante o tempo. O termo ρ_b representa a reatividade das barras de controle, que será descrito no sistema de controle do reator.

A Tabela 2.1 contém as variáveis de estado para o sistema do reator. Os parâmetros utilizados na modelagem estão nas Tabelas 3.1 e 3.2 no Capítulo 3.

Tabela 2.1: Variáveis de estado do sistema do reator

P	Potência nuclear	MW
C_i	Potência associada ao i -ésimo grupo de precursores de nêutrons atrasados	adm
T_F	Temperatura do combustível	$^{\circ}F$
T_{C_1}	Temperatura da água na 1 ^a região de refrigeração	$^{\circ}F$
T_{C_2}	Temperatura da água na 2 ^a região de refrigeração	$^{\circ}F$
T_{UP}	Temperatura da água na saída do vaso de pressão	$^{\circ}F$
T_{LP}	Temperatura da água na entrada do vaso de pressão	$^{\circ}F$
T_{HL}	Temperatura da água na perna quente	$^{\circ}F$
T_{CL}	Temperatura da água na perna fria	$^{\circ}F$

2.2.2 Sistema de controle do reator

O sistema de controle do reator a ser implementado é descrito e detalhado por FREELS [4]. É um modelo mais completo do que o apresentado por GALVAO [3], que leva em consideração apenas a variação da temperatura média das pernas quente e fria. Esse sistema consiste em três sinais principais para gerar a resposta de atuação das barras de controle:

T_{s1} = Temperatura média de referência. A mudança da temperatura média é linearmente dependente da mudança do nível de potência. A equação que descreve esse comportamento é:

$$\frac{d\delta T_{s1}}{dt} = -\frac{\delta T_{s1}}{\tau_{SET_1}} + \frac{K_{10}}{\tau_{SET_1}} \delta \% P_{sec} \quad (2.17)$$

sendo $\%P_{sec}$ a potência transferida para o sistema secundário definida como:

$$\delta\%P_{sec} = \frac{100}{W_S(h_g - h_{FW})} \left(W_S \frac{\partial h_g}{\partial P_S} \delta P_S + h_g \delta W_S - W_{FW_0} C_{p_{FW}} \delta T_{FW} - h_{FW} \delta W_{FW} \right) \quad (2.18)$$

T_{s2} = Temperatura média compensada. A temperatura da perna quente e perna fria é medida por detectores de termorresistência (RTD do inglês). A temperatura medida terá um atraso de tempo, que será levado em consideração no modelo matemático. É utilizada uma variável auxiliar T_{dummy} pelo fato da equação ser de segunda ordem. As equações referentes a essa temperatura são:

$$\begin{aligned} \frac{d\delta T_{dummy}}{dt} = & \frac{\tau_{LEAD}}{2\tau_{RTD}(\tau_{LAG_1}\tau_{LAG_2})} (\delta T_{HL} + \delta T_{CL}) \\ & - \frac{\tau_{LAG_1} + \tau_{LAG_2}}{\tau_{LAG_1}\tau_{LAG_2}} \delta T_{dummy} - \frac{1}{\tau_{LAG_1}\tau_{LAG_2}} \delta T_{s2} \\ & + \frac{1}{2\tau_{LAG_1}\tau_{LAG_2}} \left(1 - \frac{\tau_{LEAD}}{\tau_{RTD}} \right) (\delta T_{HL'} + \delta T_{CL'}) \end{aligned} \quad (2.19)$$

$$\frac{d\delta T_{HL'}}{dt} = \frac{1}{\tau_{RTD}} (\delta T_{HL} - \delta T_{HL'}) \quad (2.20)$$

$$\frac{d\delta T_{CL'}}{dt} = \frac{1}{\tau_{RTD}} (\delta T_{CL} - \delta T_{CL'}) \quad (2.21)$$

$$\frac{d\delta T_{s2}}{dt} = \delta T_{dummy} \quad (2.22)$$

onde T'_{HL} e T'_{CL} são as temperaturas medidas pelos detectores.

T_{s3} = Temperatura equivalente à diferença de potência. A resposta do sistema de controle de barras depende também da diferença entre a potência gerada pelo núcleo e a potência entregue ao sistema secundário. A equação que descreve esse modelo é:

$$\begin{aligned} \frac{d\delta T_{s3}}{dt} = & - \frac{1}{\tau_{SET_3}} \delta T_{s3} + \frac{K_{20}K_{30}}{\tau_{SET_3}} (\delta\%P_{sec} - \delta\%P_N) \\ & + \frac{(\delta\%P_{sec} - \delta\%P_N)}{\tau_{SET_3}} [K_{20}\delta K_3 + K_{30}\delta K_2 + \delta K_2\delta K_3] \end{aligned} \quad (2.23)$$

Os ganhos variáveis K_2 e K_3 estão descritos em FREELS *et al.* [4]. O erro de sinal (T_{error}) a ser utilizada será composto por $T_{s1} - T_{s2} + T_{s3}$ e a resposta da velocidade da barra associada a esse erro de sinal está na Figura 2.1. A reatividade correspondente ao termo ρ_b utilizada em (2.16) será descrita pela equação:

$$\frac{d\delta\rho_b}{dt} = V_b\rho_{step} \quad (2.24)$$

onde ρ_{step} é a reatividade por passo da barra.

A Tabela 2.2 contém as variáveis de estado para o sistema de controle do reator. Os parâmetros utilizados na modelagem estão na Tabela 3.8.

Tabela 2.2: Variáveis de estado do sistema de controle de barras

T_{s1}	Temperatura média de referência	$^{\circ}F$
T_{s2}	Temperatura média compensada	$^{\circ}F$
T'_{HL}	Temperatura da perna quente medida pelos detectores	$^{\circ}F$
T'_{CL}	Temperatura da perna fria medida pelos detectores	$^{\circ}F$
T_{dummy}	Derivada da temperatura média compensada	$^{\circ}F/s$
T_{s3}	Temperatura equivalente à diferença de potência	$^{\circ}F$
ρ_b	Reatividade das barras de controle	$\frac{\Delta k}{k}$

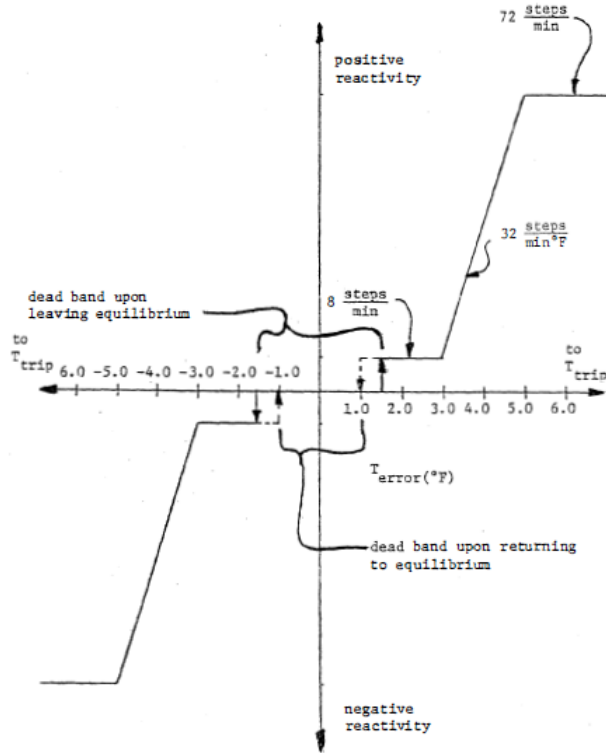


Figura 2.1: Resposta do sistema de controle do reator. Fonte: FREELS [4]

2.2.3 Pressurizador

O modelo do pressurizador a ser implementado é um modelo em equilíbrio, desprezando troca de calor nas paredes do pressurizador, e com controle de pressão por aquecedores elétricos e pelos aspersores, assim como em [2], [3], [4], [8], [10]. A diferença é a adição de válvulas de alívio e segurança como sistema de proteção. Para o desenvolvimento das equações, serão utilizadas as equações de conservação de massa, conservação de energia, e a lei dos gases ideais [13]. O calor específico à pressão constante não varia com o tempo. A dedução pode ser comparada com a dedução feita em [8], porém algumas diferenças serão observadas e os modelos desenvolvidos aqui serão comparados com o modelo em [8].

Balanco de massa

$$\frac{d\delta M_w}{dt} = \delta W_{wi} + \delta W_{sp} - \delta W_s \quad (2.25)$$

$$\frac{d\delta M_s}{dt} = \delta W_s - \delta W_{rv} - \delta W_{sv} \quad (2.26)$$

Balço de energia

$$\frac{dE_w}{dt} = q + W_{wi}h_{wi} + W_{sp}h_{sp} - W_s h_s - P \frac{dV_w}{dt} \quad (2.27)$$

$$\frac{dE_s}{dt} = W_s h_s - W_{rv} h_s - W_{sv} h_s - P \frac{dV_s}{dt} \quad (2.28)$$

Com as seguintes condições iniciais, de restrição e linearização:

$$E = H - PV = U = Mu$$

$$\delta u = \left(\frac{\partial u}{\partial P} \right) \delta P$$

$$\delta v_w = \left(\frac{\partial v_w}{\partial P} \right) \delta P$$

$$\delta T_w = \left(\frac{\partial T_w}{\partial P} \right) \delta P$$

$$\delta h = C_p \delta T$$

$$h_{fg} = h_s - h_w$$

$$T_w = T_s = T_{SAT_p}$$

$$P_w = P_s = P_{SAT_p} = P_p$$

$$\frac{dM_w}{dt} = W_{wi0} + W_{sp0} - W_{s0}, \quad t = 0$$

$$\frac{dM_s}{dt} = W_{s0} - W_{rv0} - W_{sv0}, \quad t = 0$$

$$\frac{dv}{dt} = 0, \quad t = 0$$

$$\frac{du}{dt} = 0, \quad t = 0$$

$$V = Mv$$

$$\delta V_w + \delta V_s = 0$$

$$\frac{d\delta V_w}{dt} + \frac{d\delta V_s}{dt} = 0$$

$$\frac{d(Mv)_w}{dt} + \frac{d(Mv)_s}{dt} = 0, \quad t = 0$$

$$v_w \frac{dM_w}{dt} + M_w \frac{dv_w}{dt} + v_s \frac{dM_s}{dt} + M_s \frac{dv_s}{dt} = 0$$

$$W_{s_0} = \frac{v_{w_0}}{v_{w_0} - v_{s_0}} (W_{sp_0} + W_{wi_0})$$

Aplicando essas relações:

$$\begin{aligned} \frac{dE_w}{dt} &= \frac{d(Mu)_w}{dt} = u_w \frac{dM_w}{dt} + M_w \frac{du_w}{dt} = \\ &= q + W_{wi} h_{wi} + W_{sp} h_{sp} - W_s h_s - P M_w \frac{dv_w}{dt} - P v_w \frac{dM_w}{dt} \end{aligned} \quad (2.29)$$

Linearizando a equação (2.29):

$$\begin{aligned} u_{w_0} \frac{d\delta M_w}{dt} + \frac{dM_w}{dt} \Big|_{t=0} \delta u_w + M_{w_0} \frac{d\delta u_w}{dt} + \frac{du_w}{dt} \Big|_{t=0} \delta M_w &= \delta q + W_{wi_0} \delta h_{wi} \\ + h_{wi_0} \delta W_{wi} + W_{sp_0} \delta h_{sp} + h_{sp_0} \delta W_{sp} - W_{s_0} \delta h_s - h_{s_0} \delta W_s - \left[P_{p_0} M_{w_0} \frac{d\delta v_w}{dt} \right. \\ &\quad \left. + P_{p_0} \frac{dv_w}{dt} \Big|_{t=0} \delta M_w + M_{w_0} \frac{dv_w}{dt} \Big|_{t=0} \delta P_p \right] - I_1 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \left[M_{w_0} \left(\frac{\partial u_w}{\partial P_p} \right) + M_{w_0} P_{p_0} \left(\frac{\partial v_w}{\partial P_p} \right) \right] \frac{d\delta P_p}{dt} = \delta q \\
& + (h_{wi_0} - h_{w_0} + P_{p_0} v_{w_0}) \delta W_{wi} + (h_{sp_0} - h_{w_0} + P_{p_0} v_{w_0}) \delta W_{sp} \\
& - (h_{fg} + P_{p_0} v_{w_0}) \delta W_s + W_{wi_0} C_{p_{wi}} \delta T_{wi} + W_{sp_0} C_{p_{sp}} \delta T_{sp} - I_1 \\
& + \delta P_p \left[W_{wi_0} \left(-C_{p_{SAT}} \left(\frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_p} \right) + P_{p_0} \left(\frac{\partial v_w}{\partial P_p} \right) + v_{w_0} \right) \right. \\
& \quad + W_{sp_0} \left(-C_{p_{SAT}} \left(\frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_p} \right) + P_{p_0} \left(\frac{\partial v_w}{\partial P_p} \right) + v_{w_0} \right) \\
& \quad \left. - W_{s_0} \left(P_{p_0} \left(\frac{\partial v_w}{\partial P_p} \right) + v_{w_0} \right) \right] \tag{2.30}
\end{aligned}$$

sendo:

$$I_1 = P_{p_0} v_{w_0} \frac{d\delta M_w}{dt} + P_{p_0} \frac{dM_w}{dt} \Big|_{t=0} \delta v_w + v_{w_0} \frac{dM_w}{dt} \Big|_{t=0} \delta P_p$$

$$\begin{aligned}
I_1 &= P_{p_0} v_{w_0} (\delta W_{wi} + \delta W_{sp} - \delta W_s) + P_{p_0} \left(\frac{\partial v_w}{\partial P_p} \right) (W_{wi_0} + W_{sp_0} - W_{s_0}) \delta P_p \\
&+ v_{w_0} (W_{wi_0} + W_{sp_0} - W_{s_0}) \delta P_p
\end{aligned}$$

O termo I_1 não aparece no desenvolvimento da equação do pressurizador em [4] e [8].

Lei dos gases ideais:

$$P_s V_s = R M_s T_s$$

Utilizando as relações de variação do volume e linearizando:

$$V_{s_0} \delta P_p + P_{p_0} \delta V_s = R T_{SAT_p} \delta M_s + R M_{s_0} \left(\frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_p} \right) \delta P_p$$

$$\left[V_{s_0} - R M_{s_0} \left(\frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_p} \right) \right] \delta P_p = R T_{SAT_p} \delta M_s + P_{p_0} \delta V_w$$

$$\left[V_{s_0} - R M_{s_0} \left(\frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_p} \right) \right] \delta P_p = R T_{SAT_p} \delta M_s + P_{p_0} v_{w_0} \delta M_w + P_{p_0} M_{w_0} \delta v_w \tag{2.31}$$

$$A = \frac{RT_{SAT_p}}{V_{s_0} - RM_{s_0} \left(\frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_p} \right) - I_2}$$

$$B = \frac{P_{p_0} v_{w_0}}{V_{s_0} - RM_{s_0} \left(\frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_p} \right) - I_2}$$

$$I_2 = P_{p_0} M_{w_0} \left(\frac{\partial v_w}{\partial P_p} \right)$$

Da mesma forma com o termo I_1 , o termo I_2 não aparece em [4] e [8]. Dessa forma a Equação (2.31) também pode ser escrita como:

$$\delta P_p = A \delta M_s + B \delta M_w \quad (2.32)$$

Derivando (2.32) com relação ao tempo e aplicando as relações (2.25) e (2.26):

$$\frac{d\delta P_p}{dt} = A \frac{d\delta M_s}{dt} + B \frac{d\delta M_w}{dt} \quad (2.33)$$

$$\delta W_s = \frac{1}{A} \frac{d\delta P_p}{dt} - \frac{B}{A} + \delta W_{rv} + \delta W_{sv} \quad (2.34)$$

Reescrevendo (2.33) e (2.34):

$$\frac{d\delta M_w}{dt} = \frac{(\delta W_{wi} + \delta W_{sp})}{1 - \frac{B}{A}} - \frac{1}{A - B} \frac{d\delta P_p}{dt} - \frac{(\delta W_{rv} + \delta W_{sv})}{1 - \frac{B}{A}}$$

$$\delta W_s = \frac{1}{A} \frac{d\delta P_p}{dt} - \left[\frac{B}{A - B} (\delta W_{wi} + \delta W_{sp}) - \frac{B}{A(A - B)} \frac{d\delta P_p}{dt} \right] + (\delta W_{rv} + \delta W_{sv}) \left(1 + \frac{B}{A - B} \right) \quad (2.35)$$

Aplicando (2.35) em (2.30):

$$\begin{aligned}
& \left[M_{w_0} \left(\frac{\partial u_w}{\partial P_p} \right) + M_{w_0} P_{p_0} \left(\frac{\partial v_w}{\partial P_p} \right) + \frac{(h_{fg} + P_{p_0} v_{w_0})}{A} \right. \\
& \quad \left. + \frac{B}{A(A-B)} (h_{fg} + P_{p_0} v_{w_0}) \right] \frac{d\delta P_p}{dt} = \\
& \delta q + \left[h_{wi_0} - h_{w_0} + P_{p_0} v_{w_0} + \frac{B}{A-B} (h_{fg} + P_{p_0} v_{w_0}) \right] \delta W_{wi} \\
& + C_{p_{wi}} W_{wi_0} \delta T_{wi} + \left[h_{sp_0} - h_{w_0} + P_{p_0} v_{w_0} + \frac{B}{A-B} (h_{fg} + P_{p_0} v_{w_0}) \right] \delta W_{sp} \\
& + C_{p_{sp}} W_{sp_0} \delta T_{sp} - \left(\delta W_{rv} + \delta W_{sv} \right) \left[(h_{fg} + P_{p_0} v_{w_0}) \frac{A}{A-B} \right] \\
& + \left[W_{wi_0} \left(-C_{pSAT} \left(\frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_p} \right) + P_{p_0} \left(\frac{\partial v_w}{\partial P_p} \right) + v_{w_0} \right) \right. \\
& \quad + W_{sp_0} \left(-C_{pSAT} \left(\frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_p} \right) + P_{p_0} \left(\frac{\partial v_w}{\partial P_p} \right) + v_{w_0} \right) \\
& \quad \left. - W_{s_0} \left(P_{p_0} \left(\frac{\partial v_w}{\partial P_p} \right) + v_{w_0} \right) \right] \delta P_p - I_1
\end{aligned} \tag{2.36}$$

A vazão de entrada ou saída pela linha de surto é definida como:

$$\delta W_{wi} = \sum_i V_i \frac{\partial \rho_i}{\partial T} \frac{d\delta T_i}{dt} \tag{2.37}$$

somando em todos os volumes V_i de controle do sistema primário, e sendo $\frac{\partial \rho_i}{\partial T}$ a taxa de variação da massa específica com relação à temperatura não variando com o tempo.

Os parâmetros utilizados na modelagem do pressurizador estão nas Tabelas 3.15 e 3.16.

2.2.4 Bomba de refrigeração do reator

O desenvolvimento do modelo da bomba de refrigeração do reator pode ser visto em [9]. As equações de conservação de massa, momento e torque são utilizadas no desenvolvimento do modelo da bomba.

Conservação do momento

$$\frac{1}{g_c} \frac{L}{A_{ef}} \frac{dQ_p}{dt} = H_p - K_{pump} Q_p^2 \tag{2.38}$$

Equação característica da bomba

$$H_p(Q, N) = A Q_p^2 + B Q_p \frac{N_p}{N_0} + C \left(\frac{N_p}{N_0} \right)^2 \quad (2.39)$$

Conservação do torque

$$\frac{dN_p}{dt} = \frac{P_d}{(2\pi)^2 N_p I} - \frac{\rho_{H_2O} g_c Q_p H_p}{(2\pi)^2 N_p I} \quad (2.40)$$

Linearizando as Equações (2.38), (2.39) e (2.40):

$$\frac{d\delta Q_p}{dt} = \frac{1}{\frac{L_p}{A_{ef} g_c}} \delta H_p - \frac{2K_{pump} Q_0}{\frac{L_p}{A_{ef} g_c}} \delta Q_p \quad (2.41)$$

$$\delta H_p = (2A Q_0 + B) \delta Q_p + \left(\frac{B Q_0}{N_0} + 2C \right) \delta N_p \quad (2.42)$$

$$\begin{aligned} \frac{d\delta N_p}{dt} = & - \frac{\rho_{H_2O} g_c H_0}{(2\pi)^2 N_0 I} \delta Q_p + \frac{-P_{d0} + \rho_{H_2O} g_c Q_0 H_0}{(2\pi)^2 N_0 I} \delta N_p \\ & - \frac{\rho_{H_2O} g_c Q_0}{(2\pi)^2 N_0 I} \delta H_p + \frac{1}{(2\pi)^2 N_0 I} \delta P_d \end{aligned} \quad (2.43)$$

onde P_d é a potência fornecida para a bomba. Os parâmetros A, B e C são os coeficientes de um polinômio do 2º grau ajustado em uma faixa de operação da bomba na curva característica em [9].

A Tabela 2.3 contém as variáveis de estado para a bomba de refrigeração do reator. Os parâmetros utilizados na modelagem estão na tabela 3.9.

Tabela 2.3: Variáveis de estado da BRR

Q_p	Vazão volumétrica atual
N_p	Rotação atual da bomba
H_p	Altura manométrica atual

2.3 Gerador de vapor

O modelo do gerador de vapor a ser apresentado é um modelo mais detalhado e completo. Esse modelo está descrito em ALI [7] como sendo o modelo D. A região de transferência de calor entre os tubos do gerador de vapor e a água do secundário

é dividida em uma região com transferência de calor sub-resfriada e uma região em saturação, e assumindo também a mudança dessa fronteira entre regiões.

Estrutura detalhada do gerador de vapor:

I Água do primário.

- (a) Entrada no GV (PRIN)
- (b) Região do primário com transferência de calor sub-resfriada concorrente e ascendente (PRL1)
- (c) Região do primário com transferência de calor em saturação concorrente e ascendente (PRL2)
- (d) Região do primário com transferência de calor em saturação contracorrente e descendente (PRL3)
- (e) Região do primário com transferência de calor sub-resfriada contracorrente e descendente (PRL4)
- (f) Saída do GV (PROUT)

II Tubos de metal.

- (a) Região do tubo de metal com transferência de calor sub-resfriada concorrente e ascendente (MTL1)
- (b) Região do tubo de metal com transferência de calor em saturação concorrente e ascendente (MTL2)
- (c) Região do tubo de metal com transferência de calor em saturação contracorrente e descendente (MTL3)
- (d) Região do tubo de metal com transferência de calor sub-resfriada contracorrente e descendente (MTL4)

III Água do secundário.

- (a) Região do secundário com água sub-resfriada (SFSL)
- (b) Região do secundário com água em saturação (SFBL)
- (c) Região do secundário equivalente ao tambor superior (SFDRL)

(d) Região do vão descendente (SFDCL)

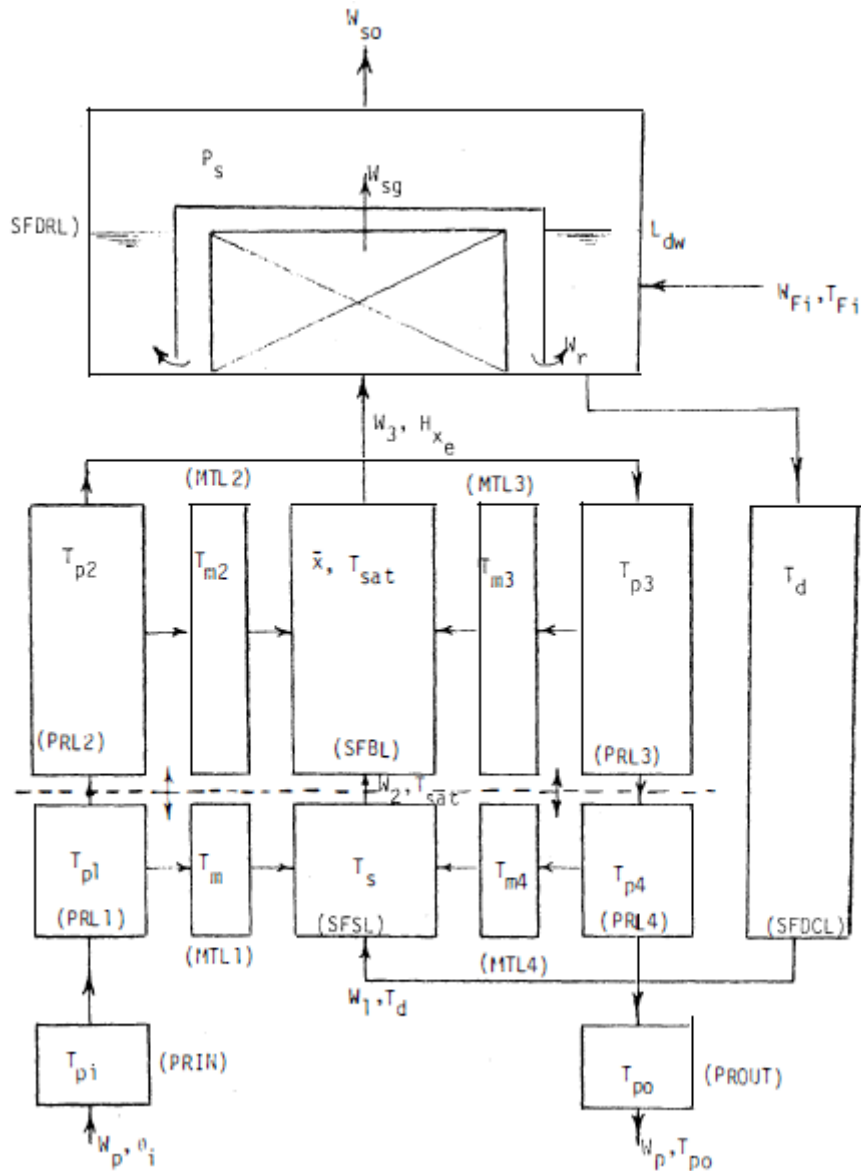


Figura 2.2: Estrutura do modelo do GV. Fonte: Modelo D de ALI [7]

2.3.1 Água do primário

A água do primário passando pelos tubos em U é dividida em quatro regiões. Duas regiões com transferência de calor sub-resfriadas e duas regiões em saturação, sendo uma dessas regiões com a vazão ascendente e a outra descendente. As equações de balanço de energia determinam a variação da temperatura da água do primário dentro dos tubos nas quatro regiões. O calor específico e a densidade da água são

assumidos constantes.

Entrada do GV

$$\frac{d\delta T_{IP}}{dt} = \frac{\dot{m}_{IP}}{M_{IP}}(\delta T_{HL} - \delta T_{IP}) \quad (2.44)$$

Região ascendente sub-resfriada

$$\begin{aligned} \frac{d\delta T_{P_1}}{dt} = & \frac{\dot{m}_{IP}}{M_{P_1}}\delta T_{IP} - \left(\frac{\dot{m}_{IP}}{M_{P_1}} + \frac{U_{pm}S_{pm_1}}{M_{P_1}C_{p_1}} \right)\delta T_{P_1} + \frac{U_{pm}S_{pm_1}}{M_{P_1}C_{p_1}}\delta T_{M_1} \\ & - \frac{U_{pm}P_{r_1}}{M_{P_1}C_{p_1}}(T_{P_{1_0}} - T_{M_{1_0}})\delta L_{S_1} + \frac{(T_{IP_0} - T_{P_{1_0}})}{M_{P_1}}\delta\dot{m}_{IP} \end{aligned} \quad (2.45)$$

Região ascendente em saturação

$$\begin{aligned} \frac{d\delta T_{P_2}}{dt} + \frac{(T_{P_{1_0}} - T_{P_{2_0}})}{L_{S_2}}\frac{d\delta L_{S_1}}{dt} = & \frac{\dot{m}_{IP}}{M_{P_2}}\delta T_{P_1} - \left(\frac{\dot{m}_{IP}}{M_{P_2}} + \frac{U_{pm}S_{pm_2}}{M_{P_2}C_{p_1}} \right)\delta T_{P_2} \\ & + \frac{U_{pm}S_{pm_2}}{M_{P_2}C_{p_1}}\delta T_{M_2} + \frac{(T_{P_{2_0}} - T_{M_{2_0}})}{M_{P_2}C_{p_1}}U_{pm}P_{r_1}\delta L_{S_1} \\ & + \frac{(T_{P_{1_0}} - T_{P_{2_0}})}{M_{P_2}}\delta\dot{m}_{IP} \end{aligned} \quad (2.46)$$

Região descendente em saturação

$$\begin{aligned} \frac{d\delta T_{P_3}}{dt} = & \frac{\dot{m}_{IP}}{M_{P_3}}\delta T_{P_2} - \left(\frac{\dot{m}_{IP}}{M_{P_3}} + \frac{U_{pm}S_{pm_3}}{M_{P_3}C_{p_1}} \right)\delta T_{P_3} + \frac{U_{pm}S_{pm_3}}{M_{P_3}C_{p_1}}\delta T_{M_3} \\ & - \frac{U_{pm}P_{r_1}}{M_{P_3}C_{p_1}}(T_{P_{3_0}} - T_{M_{3_0}})\delta L_{S_1} + \frac{(T_{P_{2_0}} - T_{P_{3_0}})}{M_{P_3}}\delta\dot{m}_{IP} \end{aligned} \quad (2.47)$$

Região descendente sub-resfriada

$$\begin{aligned}
\frac{d\delta T_{P_4}}{dt} + \frac{(T_{P_{40}} - T_{P_{30}})}{L_{S_1}} \frac{d\delta L_{S_1}}{dt} &= \frac{\dot{m}_{IP}}{M_{P_4}} \delta T_{P_3} - \left(\frac{\dot{m}_{IP}}{M_{P_4}} + \frac{U_{pm} S_{pm_4}}{M_{P_4} C_{p1}} \right) \delta T_{P_4} \\
&+ \frac{U_{pm} S_{pm_4}}{M_{P_4} C_{p1}} \delta T_{M_4} + \frac{(T_{P_{40}} - T_{M_{40}})}{M_{P_4} C_{p1}} U_{pm} P_{r1} \delta L_{S_1} \quad (2.48) \\
&+ \frac{(T_{P_{30}} - T_{P_{40}})}{M_{P_4}} \delta \dot{m}_{IP}
\end{aligned}$$

Saída do GV

$$\frac{d\delta T_{OP}}{dt} = \frac{\dot{m}_{OP}}{M_{OP}} (\delta T_{P_4} - \delta T_{OP}) \quad (2.49)$$

Tabela 2.4: Variáveis de estado da água do primário

T_{IP}	Temperatura da água do primário na entrada do GV	$^{\circ}F$
T_{P_1}	Temperatura da água do primário na 1ª região dos tubos	$^{\circ}F$
T_{P_2}	Temperatura da água do primário na 2ª região dos tubos	$^{\circ}F$
T_{P_3}	Temperatura da água do primário na 3ª região dos tubos	$^{\circ}F$
T_{P_4}	Temperatura da água do primário na 4ª região dos tubos	$^{\circ}F$
T_{OP}	Temperatura da água do primário na saída do GV	$^{\circ}F$

2.3.2 Tubos de metal

As equações de balanço de massa e energia fornecem a variação da temperatura dos tubos de metal nas quatro diferentes regiões. A densidade e o calor específico do metal não variam com o tempo.

Região 1 dos tubos

$$\begin{aligned}
\frac{d\delta T_{M_1}}{dt} + \frac{(T_{M_{10}} - T_{M_{20}})}{2L_{S_1}} \frac{d\delta L_{S_1}}{dt} &= \frac{U_{pm} S_{pm_1}}{M_{M_1} C_{pM}} \delta T_{P_1} - \left(\frac{U_{pm} S_{pm_1} + U_{ms_1} S_{ms_1}}{M_{M_1} C_{pM}} \right) \delta T_{M_1} \\
&+ \frac{U_{ms_1} S_{ms_1}}{2M_{M_1} C_{pM}} \delta T_d + \frac{U_{ms_1} S_{ms_1}}{2M_{M_1} C_{pM}} \frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_S} \delta P_S \quad (2.50)
\end{aligned}$$

Região 2 dos tubos

$$\begin{aligned} \frac{d\delta T_{M_2}}{dt} + \frac{(T_{M_{10}} - T_{M_{20}})}{2L_{S_2}} \frac{d\delta L_{S_1}}{dt} &= \frac{U_{pm}S_{pm_2}}{M_{M_2}C_{pM}} \delta T_{P_2} - \left(\frac{U_{pm}S_{pm_2} + U_{ms_2}S_{ms_2}}{M_{M_2}C_{pM}} \right) \delta T_{M_2} \\ &+ \frac{U_{ms_2}S_{ms_2}}{M_{M_2}C_{pM}} \frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_S} \delta P_S \end{aligned} \quad (2.51)$$

Região 3 dos tubos

$$\begin{aligned} \frac{d\delta T_{M_3}}{dt} - \frac{(T_{M_{30}} - T_{M_{40}})}{2L_{S_2}} \frac{d\delta L_{S_1}}{dt} &= \frac{U_{pm}S_{pm_2}}{M_{M_3}C_{pM}} \delta T_{P_3} - \left(\frac{U_{pm}S_{pm_2} + U_{ms_2}S_{ms_2}}{M_{M_3}C_{pM}} \right) \delta T_{M_3} \\ &+ \frac{U_{ms_2}S_{ms_2}}{M_{M_3}C_{pM}} \frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_S} \delta P_S \end{aligned} \quad (2.52)$$

Região 4 dos tubos

$$\begin{aligned} \frac{d\delta T_{M_4}}{dt} - \frac{(T_{M_{30}} - T_{M_{40}})}{2L_{S_1}} \frac{d\delta L_{S_1}}{dt} &= \frac{U_{pm}S_{pm_1}}{M_{M_4}C_{pM}} \delta T_{P_4} - \left(\frac{U_{pm}S_{pm_1} + U_{ms_1}S_{ms_1}}{M_{M_4}C_{pM}} \right) \delta T_{M_4} \\ &+ \frac{U_{ms_1}S_{ms_1}}{2M_{M_4}C_{pM}} \delta T_d + \frac{U_{ms_1}S_{ms_1}}{2M_{M_4}C_{pM}} \frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_S} \delta P_S \end{aligned} \quad (2.53)$$

Tabela 2.5: Variáveis de estado dos tubos de metal

T_{M_1}	Temperatura do metal na 1ª região dos tubos	$^{\circ}F$
T_{M_2}	Temperatura do metal na 2ª região dos tubos	$^{\circ}F$
T_{M_3}	Temperatura do metal na 3ª região dos tubos	$^{\circ}F$
T_{M_4}	Temperatura do metal na 4ª região dos tubos	$^{\circ}F$

2.3.3 Água do secundário

A água do secundário que desce por uma região entre o casco externo do gerador de vapor e o feixe de tubos, chamado *downcomer*. As equações de balanço de massa e energia fornecem as seguintes equações, assumindo que o calor específico da água é constante e desprezando a variação da densidade da água sub-resfriada:

$$\frac{d\delta L_{S_1}}{dt} = \frac{1}{\rho_S A_{fs}} (\delta W_1 - \delta W_2) \quad (2.54)$$

$$\begin{aligned} & M_{S_1} C_{p_2} \frac{(T_{d_0} + T_{SAT_{GV}})}{2L_{S_1}} \frac{d\delta L_{S_1}}{dt} + \frac{M_{S_1} C_{p_2}}{2} \frac{d\delta T_d}{dt} + \frac{M_{S_1} C_{p_2}}{2} \frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_S} \frac{d\delta P_S}{dt} = \\ & U_{ms_1} P_{r_2} L_{S_1} \delta T_{M_1} + U_{ms_1} P_{r_2} L_{S_1} \delta T_{M_4} + U_{ms_1} P_{r_2} (T_{M_{1_0}} + T_{M_{4_0}} - T_{d_0} - T_{SAT_{GV}}) \delta L_{S_1} \\ & + (W_{1_{GV}} C_{p_2} - U_{ms_1} P_{r_2} L_{S_1}) \delta T_d - (U_{ms_1} P_{r_2} L_{S_1} + W_{2_{GV}} C_{p_2}) \frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_S} \delta P_S \end{aligned} \quad (2.55)$$

A região de transferência de calor em saturação começa quando a temperatura da água do secundário atinge a temperatura de saturação e termina ao final da região em contato com o feixe de tubos. A água do secundário então começa a evaporar e sai dessa região com título x_e . As equações de balanço de massa e energia então fornecem:

$$-A_{fs} \rho_b \frac{d\delta L_{S_1}}{dt} + A_{fs} L_{S_2} C_{1b} \frac{d\delta P_S}{dt} + A_{fs} L_{S_2} C_{2b} \frac{d\delta x_e}{dt} = \delta W_{2_{GV}} - \delta W_{3_{GV}} \quad (2.56)$$

$$\begin{aligned} & -h_b A_{fs} \rho_b \frac{d\delta L_{S_1}}{dt} + \left(A_{fs} \rho_b L_{S_2} \left(\frac{\partial h_f}{\partial P_S} + \frac{x_{e_0}}{2} \frac{\partial h_{fg}}{\partial P_S} \right) h_b A_{fs} L_{S_2} C_{1b} \right) \frac{d\delta P_S}{dt} \\ & + \left(A_{fs} \rho_b L_{S_2} \frac{h_{fg}}{2} + h_b A_{fs} L_{S_2} C_{2b} \right) \frac{d\delta x_e}{dt} = U_{ms_2} P_{r_2} L_{S_2} \delta T_{M_2} \\ & + U_{ms_2} P_{r_2} L_{S_2} \delta T_{M_3} - U_{ms_2} P_{r_2} (T_{M_{2_0}} + T_{M_{3_0}} - 2T_{SAT_{GV}}) \delta L_{S_2} \\ & + \left(W_{2_{GV}} \frac{\partial h_f}{\partial P_S} - W_{3_{GV}} x_e \frac{\partial h_{fg}}{\partial P_S} - 2U_{ms_2} P_{r_2} L_{S_2} \frac{\partial T_{SAT_{GV}}}{\partial P_S} \right) \delta P_S \\ & - W_{3_{GV}} h_{fg} \delta x_e + h_{fg} W_{2_{GV}} - (h_f + x_{e_0} h_{fg}) \delta W_{3_{GV}} \end{aligned} \quad (2.57)$$

As equações para a água do secundário nos volumes do separador de umidade, tambor de água e tambor de vapor são:

$$V_r C_{1r} \frac{d\delta P_S}{dt} + V_r C_{2r} \frac{d\delta x_e}{dt} = \delta W_{3_{GV}} - \delta W_{4_{GV}} \quad (2.58)$$

$$\frac{d\delta L_{dw}}{dt} = -\frac{W_{4_{GV}}}{\rho_{dw} A_{dw}} \delta x_e + \frac{1}{\rho_{dw} A_{dw}} \delta W_{FW_0} - \frac{1}{\rho_{dw} A_{dw}} \delta W_{1_{GV}} + \frac{(1-x_{e_0})}{\rho_{dw} A_{dw}} \delta W_{4_{GV}} \quad (2.59)$$

$$\begin{aligned} T_{dw} \frac{d\delta L_{dw}}{dt} + L_{dw} \frac{d\delta T_{dw}}{dt} = & -\frac{W_{1_{GV}}}{\rho_{dw} A_{dw}} \delta T_d + \frac{(1-x_{e_0})}{\rho_{dw} A_{dw}} \frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_S} \delta P_S \\ & -\frac{W_{4_{GV}}}{\rho_{dw} A_{dw}} T_{SAT_{GV}} \delta x_e + \frac{T_{FW_0}}{\rho_{dw} A_{dw}} \delta W_{FW} + \frac{W_{FW_0}}{\rho_{dw} A_{dw}} \delta T_{FW} \end{aligned} \quad (2.60)$$

$$-\frac{A_{dw}}{v_g} \frac{d\delta L_{dw}}{dt} + V_S \frac{\partial \rho_g}{\partial P_S} \frac{d\delta P_S}{dt} = x_{e_0} \delta W_{4_{GV}} - \delta W_S + W_{4_{GV}} \delta x_e \quad (2.61)$$

A equação de balanço de energia fornece a variação da temperatura da água do secundário na região do *downcommer*:

$$\frac{d\delta T_d}{dt} = \frac{W_{1_{GV}}}{M_d} (\delta T_{dw} - \delta T_d) \quad (2.62)$$

e a variação da vazão nessa região fica:

$$\delta W_{1_{GV}} = a_1 \delta L_{dw} + a_2 \delta L_{S_1} + a_3 \delta P_S + a_4 \delta x_e \quad (2.63)$$

Os parâmetros a_1 , a_2 , a_3 e a_4 , assim como C_{1b} , C_{2b} , C_{1r} e C_{2r} são descritos nos apêndices D e E em [7].

As Tabelas 2.4, 2.5 e 2.6 contêm as variáveis de estado para o gerador de vapor. Os parâmetros utilizados na modelagem estão nas Tabelas 3.3, 3.4 e 3.5.

Tabela 2.6: Variáveis de estado da água do secundário

L_{S_1}	Altura do nível sub-resfriado	ft
L_{dw}	Altura do nível do tambor de água	ft
x_e	Título de vapor na saída da região em contato com o feixe de tubos	adm
P_S	Pressão de vapor	psi
T_{dw}	Temperatura da água no tambor de água	$^{\circ}F$
T_d	Temperatura da água no <i>downcommer</i>	$^{\circ}F$
W_{1GV}	Vazão mássica da água na saída do <i>downcommer</i>	$\frac{lbm}{s}$
W_{2GV}	Vazão mássica da água na saída da região sub-resfriada	$\frac{lbm}{s}$
W_{3GV}	Vazão mássica da água na saída da região em saturação	$\frac{lbm}{s}$
W_{4GV}	Vazão mássica da água na saída do separador de umidade	$\frac{lbm}{s}$
W_S	Vazão mássica de vapor	$\frac{lbm}{s}$
W_{FW}	Vazão mássica de água de alimentação	$\frac{lbm}{s}$

2.3.4 Controle de água de alimentação

O sistema de controle de água de alimentação do gerador de vapor é o mesmo utilizado por [3] e [4]. As equações que descrevem esse modelo são:

$$\frac{d\delta X}{dt} = \frac{1}{\tau}(\delta L_{dw} - \delta X) \quad (2.64)$$

$$\frac{d\delta Y}{dt} = \frac{K_{1GV}}{\tau}(\delta L_{dw} - \delta X) + \frac{1}{\tau_1}\delta X \quad (2.65)$$

$$\frac{d\delta Z}{dt} = K_{2GV}\left(\frac{1}{\tau_1} - \frac{K_{1GV}}{\tau}\right)\delta X + \frac{1}{\tau_2}\delta Y + \frac{K_{1GV}K_{2GV}}{\tau}\delta L_{dw} \quad (2.66)$$

$$\frac{d\delta V}{dt} = \delta W_S - \delta W_{FW} \quad (2.67)$$

$$\frac{d\delta R}{dt} = K\omega_n^2\delta Z + \frac{K\omega_n^2}{\tau_2}\delta V - 2\xi\omega_n\delta R - \omega_n^2\delta W_{FW} + K K_{2GV}\omega_n^2(\delta W_S - \delta W_{FW}) \quad (2.68)$$

$$\frac{d\delta W_{FW}}{dt} = \delta R \quad (2.69)$$

A Tabela 2.7 contém as variáveis de estado do controle de água de alimentação. Os parâmetros utilizados na modelagem estão na Tabela 3.7.

Tabela 2.7: Variáveis do controle de água de alimentação

X	Varição no sinal do filtro do sensor de nível
Y	Varição da vazão correspondente à variação de nível
Z	Varição final do sinal de nível enviado para o controlador da válvula
V	Integral da diferença entre as vazões de vapor e de água de alimentação
R	Derivada da vazão de água de alimentação

2.4 Sistema secundário

O modelo do sistema secundário não apresenta mudanças e é o mesmo de [3], [4]. Para o desenvolvimento das equações, são utilizados os princípios de conservação de massa, energia e correlações empíricas. As Tabelas 2.8, 2.9, 2.10 e 2.11 contêm as variáveis de estado do sistema secundário com o gerador elétrico. Os parâmetros utilizados na modelagem estão nas Tabelas 3.11, 3.12, 3.13 e 3.14.

Vazão de vapor de saída do gerador de vapor

$$\delta W_S = \epsilon_0 \delta P_S + P_{GV} \frac{\delta \epsilon_0}{\epsilon_0} \quad (2.70)$$

onde ϵ_0 é o coeficiente da válvula de vapor que será descrito mais adiante.

2.4.1 Turbina de alta pressão e bocal de entrada

Varição da densidade do vapor no bocal de entrada

$$\frac{d\delta \rho_c}{dt} = \frac{1}{V_C} (\delta W_1 - \delta W_2) \quad (2.71)$$

onde W_1 é a vazão de vapor total vindo dos geradores de vapor, definido como:

$$\delta W_1 = N^o_{GV} \left[\epsilon_0 \delta P_S + P_{GV} \frac{\delta \epsilon_0}{\epsilon_0} \right] \quad (2.72)$$

Variação da entalpia do vapor no bocal de entrada

$$\frac{d\frac{\delta h_C}{h_{C_0}}}{dt} = \frac{1}{1 - \frac{K_1}{g_c}} \left[\frac{P_c}{JV_C \rho_c^2 h_{C_0}} \delta W_1 + \frac{W_1}{V_C \rho_c h_{C_0}} \delta h_s - \frac{P_c}{JV_C \rho_c^2 h_{C_0}} \delta W_2 - \frac{W_1}{V_C \rho_c h_{C_0}} \frac{\delta h_C}{h_{C_0}} \right] \quad (2.73)$$

Variação da vazão de vapor na saída da turbina de alta pressão

$$\frac{d\frac{\delta W_2''}{W_{2_0}''}}{dt} = \frac{1}{T_{w2}} \left(\frac{1 - K_{BHP}}{W_{2_0}''} \delta W_2 - \frac{\delta W_2''}{W_{2_0}''} \right) \quad (2.74)$$

Vazão de vapor na entrada da turbina de alta pressão

$$\delta W_2 = \frac{\sqrt{g_c} A_{k2}}{2 [P_C \rho_c - P_R \rho_r]^{0.5}} [P_C \delta \rho_c + \rho_c \delta P_C - P_R \delta \rho_r - \rho_r \delta P_R] \quad (2.75)$$

Variação da pressão no bocal de entrada

$$\delta P_C = \frac{J}{g_c} [\rho_c k_1 \delta h_C + (k_1 h_C - k_2) \delta \rho_c] \quad (2.76)$$

Linearização da entalpia na entrada do bocal

$$\delta h_s = \left(\frac{\partial h_g}{\partial P_S} \right) \delta P_S \quad (2.77)$$

Tabela 2.8: Variáveis da turbina de alta pressão

ρ_c	Densidade do vapor no bocal de entrada	$\frac{lbm}{ft^3}$
W_1	Vazão mássica de vapor no bocal de entrada	$\frac{lbm}{s}$
h_C	Entalpia do vapor no bocal de entrada	$\frac{Btu}{lbm}$
W_2''	Vazão mássica de vapor na saída da turbina de alta pressão para o reaquecedor	$\frac{lbm}{s}$
W_2	Vazão mássica de vapor na entrada da turbina de alta pressão	$\frac{lbm}{s}$
P_C	Pressão do vapor no bocal de entrada	psi
h_s	Entalpia do vapor no bocal de entrada	$\frac{Btu}{lbm}$

2.4.2 Separador de umidade e reaquecedor

As equações para a variação da massa e entalpia específica do vapor no casco do reaquecedor seguem o mesmo desenvolvimento das equações para o bocal de entrada da turbina de alta pressão:

Variação da densidade do vapor no lado do casco do reaquecedor

$$\frac{d\delta\rho_r}{dt} = \frac{1}{V_R}(\delta W_2' - \delta W_3) \quad (2.78)$$

Variação da entalpia do vapor no lado do casco do reaquecedor

$$\begin{aligned} \frac{d\delta h_{R0}}{dt} = \frac{1}{1 - \frac{K_1}{g_c}} \left[\left(\frac{h_2}{V_R \rho_r h_{R0}} + \frac{P_r}{JV_R \rho_r^2 h_{R0}} - \frac{1}{V_R \rho_r} \right) \delta W_2' + \frac{W_2}{V_R \rho_r h_{R0}} \delta h_2 \right. \\ \left. - \frac{P_r}{JV_R \rho_r^2 h_{R0}} \delta W_3 - \frac{W_2'}{V_R \rho_r h_{R0}} \delta h_R + \frac{1}{V_R \rho_r h_{R0}} \delta Q_R \right] \end{aligned} \quad (2.79)$$

Variação da vazão de vapor no lado dos tubos na saída do reaquecedor

$$\frac{d\delta W'_{PR}}{W'_{PR0} dt} = \frac{1}{T_{R1}} \left(\frac{\delta W_{PR}}{W'_{PR0}} - \frac{\delta W'_{PR}}{W'_{PR0}} \right) \quad (2.80)$$

Variação do calor transferido dos tubos para o casco do reaquecedor

$$\begin{aligned} \frac{d\delta Q_R}{dt} = \frac{1}{T_{R2}} \left[\frac{H_R}{2} (T_S - T_R) (\delta W_{PR} + \delta W'_{PR}) \right. \\ \left. + \frac{H_R}{2} (W_{PR} + W'_{PR}) (\delta T_S - \delta T_R) - \delta Q_R \right] \quad (2.81) \end{aligned}$$

Variação da vazão de vapor no lado do casco na entrada do reaquecedor

$$\delta W'_2 = \left[\frac{h_2 - h_f}{h_{fg}} \right] \delta W''_2 - \frac{W''_2}{h_{fg}} \delta h_2 \quad (2.82)$$

Variação da vazão de vapor no lado dos tubos na entrada do reaquecedor

$$\delta W_{PR} = \epsilon_{20} \delta P_S + P_{GV} \frac{\delta \epsilon_0}{\epsilon_0} \quad (2.83)$$

Variação da pressão de vapor no lado do casco do reaquecedor

$$\delta P_R = \frac{J}{g_c} [\rho_r k_1 \delta h_R + (k_1 h_R - k_2) \delta \rho_r] \quad (2.84)$$

Linearização da temperatura do vapor no lado do casco na entrada do reaquecedor

$$\delta T_S = \left(\frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_S} \right) \delta P_S \quad (2.85)$$

Varição da temperatura do vapor no lado do casco na saída do reaquecedor

$$\delta T_R = \frac{\delta h_R}{\frac{R}{J} + C_V} \quad (2.86)$$

Varição da densidade isentrópica do vapor no reaquecedor

$$\delta \rho'_2 = \left[\frac{P_R}{P_C} \right]^{\frac{1}{\gamma}} \delta \rho_c + \left[\frac{P_R}{P_C} \right]^{\frac{1}{\gamma}} \frac{\rho_c}{\gamma P_R} \delta P_R - \left[\frac{P_R}{P_C} \right]^{\frac{1}{\gamma}} \frac{\rho_c}{\gamma P_C} \delta P_C \quad (2.87)$$

Supondo que a variação da massa específica real do vapor na saída da turbina de alta pressão pode ser aproximadamente igual à variação da massa específica isentrópica [4]:

$$\delta \rho_2 \approx \delta \rho'_2 \quad (2.88)$$

Tabela 2.9: Variáveis do reaquecedor e separador de umidade

ρ_r	Desnidade do vapor no lado do casco do reaquecedor	$\frac{lbm}{ft^3}$
h_R	Entalpia do vapor no lado do casco do reaquecedor	$\frac{Btu}{lbm}$
W'_{PR}	Vazão mássica de vapor no lado dos tubos na saída do reaquecedor	$\frac{lbm}{s}$
W'_2	Vazão mássica de vapor no lado do casco na entrada do reaquecedor	$\frac{lbm}{s}$
W_{PR}	Vazão mássica de vapor no lado dos tubos na entrada do reaquecedor	$\frac{lbm}{s}$
P_R	Pressão do vapor no lado do casco do reaquecedor	psi
T_S	Temperatura do vapor no lado do casco na entrada do reaquecedor	$^{\circ}F$
T_R	Temperatura do vapor no lado do casco na saída do reaquecedor	$^{\circ}F$
ρ'_2	Densidade isentrópica do vapor no lado do casco do reaquecedor	$\frac{lbm}{ft^3}$

2.4.3 Turbina de baixa pressão

Varição da vazão de vapor na saída da turbina de baixa pressão

$$\frac{d\delta W'_3}{dt} = \frac{1}{T_{w3}} \left[\frac{1 - K_{BLP}}{W'_{30}} \delta W_3 - \frac{\delta W'_3}{W'_{30}} \right] \quad (2.89)$$

Vazão na entrada da turbina de baixa pressão

$$\delta W_3 = \frac{\sqrt{g_c k_3}}{2 [P_R \rho_r]^{0.5}} [P_R \delta \rho_r + \rho_r \delta P_R] \quad (2.90)$$

2.4.4 Aquecedores de água de alimentação

Varição da entalpia da água na saída do primeiro aquecedor

$$\begin{aligned} \frac{d\delta h'_{FW}}{dt} = & \frac{H_{FW}}{T_{H1}W_{FW}} (K_{BLP}\delta W_3 + \delta W_{HP2}) - \frac{\delta h'_{FW}}{T_{H1}} - \frac{h'_{FW_0}}{W_{FW_0}} \frac{d\delta W_{FW}}{dt} \\ & - \frac{H_{FW}}{T_{H1}W_{FW_0}^2} (K_{BLP}W_3 + W_{HP2})\delta W_{FW} \end{aligned} \quad (2.91)$$

Varição da temperatura da água de alimentação

$$\begin{aligned} \frac{d\delta T_{FW}}{dt} = & \frac{1}{C_{P_2}T_{H2}} \left[\delta h'_{FW} + \frac{H_{FW}}{W_{FW_0}} (K_{BHP}\delta W_2 + \delta W_{ms} + \delta W'_{PR}) \right. \\ & \left. - \frac{H_{FW}}{W_{FW_0}^2} (K_{BHP}W_2 + W_{ms} + W'_{PR})\delta W_{FW} \right] \\ & - \frac{\delta T_{FW}}{T_{H2}} - \frac{h_{FW}}{W_{FW_0}} \frac{d\delta W_{FW}}{dt} \end{aligned} \quad (2.92)$$

Vazão de água entre os aquecedores

$$\frac{d\delta W_{HP2}}{dt} = \frac{1}{T_{H2}W_{HP2}} \left[K_{BHP}\delta W_2 + \delta W_{ms} + \delta W'_{PR} \right] - \frac{1}{T_{HP2}} \frac{\delta W_{HP2}}{W_{HP2}} \quad (2.93)$$

Vazão de extração do separador de umidade

$$\delta W_{ms} = \delta W_2'' - \delta W_2' \quad (2.94)$$

Tabela 2.10: Variáveis da turbina de baixa pressão e dos aquecedores

W'_3	Vazão mássica de vapor na saída da turbina de baixa pressão	$\frac{lbm}{s}$
W_3	Vazão mássica de vapor na entrada da turbina de baixa pressão	$\frac{lbm}{s}$
h'_{FW}	Entalpia da água de condensado na saída do 1º aquecedor	$\frac{Btu}{lbm}$
T_{FW}	Temperatura da água de alimentação	$^{\circ}F$
W_{HP2}	Vazão de água entre os aquecedores de água de alimentação	$\frac{lbm}{s}$
W_{ms}	Vazão de extração de água do separador de umidade	$\frac{lbm}{s}$

2.4.5 Controle de válvula de vapor principal e gerador elétrico

As equações da variação da potência mecânica do eixo do gerador elétrico, torque das turbinas de alta e baixa pressão e entalpia isentrópica do vapor na saída da turbina de alta pressão [4] ficam:

$$\delta P_M = \Omega(\delta T_{HP} + \delta T_{LP}) \quad (2.95)$$

$$\delta T_{HP} = \frac{\eta_{HP}}{\Omega} \left[W_2 \delta h_C - W_2 \delta h'_2 + (h_C - h'_2) \delta W_2 \right] \quad (2.96)$$

$$\delta T_{LP} = \frac{\eta_{LP}}{\Omega} \left[\left(\frac{W_3 + W'_3}{2} \right) \delta h_R + \left(\frac{h_R - h'_4}{2} \right) (\delta W_3 + \delta W'_3) \right] \quad (2.97)$$

$$\delta h'_2 = 0.3678 \delta P_R - 0.10 \delta P_C \quad (2.98)$$

As equações da variação do coeficiente da válvula de vapor, do erro de sinal do controle de potência e da frequência da rede elétrica são desenvolvidos em [4] :

$$\frac{d\delta\epsilon_0}{dt} = -\frac{1}{\tau_T} \frac{\delta\epsilon_0}{\epsilon_0} - \frac{K_{ge}}{\tau_T} \delta P_{ACE} - \frac{K_{ge}}{\tau_T R_{ge}} \delta F \quad (2.99)$$

$$\frac{d\delta P_{ACE}}{dt} = \delta P_{TIE} + \left(D + \frac{1}{R_{ge}} \right) \delta F \quad (2.100)$$

$$\frac{d\delta F}{dt} = -\frac{D}{M}\delta F + \frac{1}{M}(\delta P_M - \delta P_D - \delta P_{TIE}) \quad (2.101)$$

Tabela 2.11: Variáveis do gerador elétrico

ϵ_0	Coeficiente da válvula de vapor principal	adm
P_{ACE}	Sinal de error do controle de potência	puMW
F	Frequência da rede elétrica	Hz

Capítulo 3

Implementação do simulador

3.1 Sistema de equações na forma matricial

As equações do Sistema do Reator (2.7), (2.8), (2.9),(2.10), (2.11), (2.12),(2.13), (2.14) e (2.15) compõem um grupo de 14 equações diferenciais e, sendo assim, 14 variáveis de estado correspondentes à essas equações, já que a Equação (2.8) possui 6 equações, uma para cada grupo de precursores de nêutrons atrasados. A Equação auxiliar (2.16) pode ser tratada como uma equação algébrica.

Para o Sistema de Controle do Reator, temos as Equações (2.17), (2.19), (2.20), (2.21), (2.22), (2.23) e (2.24) somando mais 7 variáveis de estado associadas a essas equações. A Equação (2.18) também será tratada como equação algébrica.

No Pressurizador temos a Equação (2.36) que determina a pressão no sistema primário. A Equação (2.37) é uma equação algébrica, visto que as derivadas da temperatura já estão descritas por outras equações diferenciais.

No Sistema da Bomba de Refrigeração do Reator temos as Equações (2.41), (2.43) que compõem mais 2 equações diferenciais, com a equação (2.42) sendo uma equação algébrica.

No Sistema do Gerador de Vapor, as Equações (2.44), (2.45), (2.46), (2.47), (2.48), (2.49), (2.50), (2.51),(2.52), (2.53), (2.55), (2.57), (2.59), (2.60), (2.61) e (2.62) compõem 16 equações, sendo 6 para a água do primário, 4 para os tubos de metal e 6 para a água do secundário. As Equações (2.54), (2.56), (2.58) e (2.63) são escolhidas para ser agrupadas com as variáveis algébricas dessa forma para que facilite a solução.

O Sistema do Controle de Água de Alimentação é composto pelas Equações (2.64), (2.65), (2.66), (2.67), (2.68) e (2.69), que somam mais 6 equações para o

sistema total.

No Sistema do Secundário, as Equações (2.71), (2.73), (2.74), (2.78), (2.79), (2.80), (2.81), (2.89), (2.91), (2.92), (2.93), (2.99), (2.100) e (2.101) somam mais 14 equações diferenciais. As Equações (2.70), (2.72), (2.75), (2.76), (2.77), (2.82), (2.83), (2.84), (2.85), (2.86), (2.87), (2.90), (2.94), (2.95), (2.96), (2.97) e (2.98) somam 17 equações algébricas.

No total temos um sistema com 85 equações da seguinte forma:

$$\mathbf{R} \frac{d\vec{x}}{dt} = \mathbf{T}\vec{x} + \vec{f} \quad (3.1)$$

onde \vec{x} é o vetor de variáveis do sistema da usina, \mathbf{R} e \mathbf{T} são matrizes quadradas e \vec{f} é o vetor de perturbações externas.

3.2 Soluções numéricas do sistema

Para resolver o sistema linear de equações e realizar a análise de transientes devemos agrupar as equações na forma matricial, eliminando as variáveis algébricas, e para assim aplicar métodos numéricos de solução. O sistema a ser formado será da seguinte forma:

$$\mathbf{M} \frac{d\vec{y}}{dt} = \mathbf{N}\vec{y} + \vec{g} \quad (3.2)$$

onde \vec{y} é um vetor de variáveis de estado, excluindo as variáveis algébricas, \mathbf{M} e \mathbf{N} são matrizes quadradas e \vec{g} é um vetor que contém as perturbações externas e não-linearidades.

Separando o vetor \vec{x} na Equação (3.1) em dois vetores x_1 e x_2 , de modo que x_2 contenha as variáveis algébricas, temos:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} R_{11} & 0 \\ R_{21} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} T_{11} & T_{12} \\ T_{21} & T_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

e da mesma forma como em [3], [7], obtemos a Equação (3.2) após algumas manipulações matemáticas. O vetor \vec{y} terá apenas as 60 variáveis de estado correspondentes às equações diferenciais. As matrizes M , N e o vetor \vec{g} serão:

$$M = R_{11} - T_{12} T_{22}^{-1} R_{21} \quad (3.4a)$$

$$N = T_{11} - T_{12} T_{22}^{-1} T_{21} \quad (3.4b)$$

$$\vec{g} = \vec{f}_1 - T_{12} T_{22}^{-1} \vec{f}_2 \quad (3.4c)$$

A não-linearidade da Equação (2.23), onde temos $\delta K_2 \delta K_3$ é adicionada no vetor \vec{f}_1 . As perturbações δP_d na Equação (2.43), δP_D na Equação (2.101) e δP_{TIE} nas Equações (2.100) e (2.101) também são incluídas em \vec{f}_1 . Para que as matrizes M e N sejam constantes, precisamos adicionar a resposta da curva da barra V_b , Figura (2.1), ao vetor \vec{f}_1 .

O sistema de equações da forma (3.2) pode ser resolvido utilizando vários métodos numéricos [14], como o método de Euler, Crank Nicolson, Heun, Runge-Kutta, dentre outros. O método utilizado será o de Crank Nicolson. No Apêndice A está detalhado a comparação entre os métodos utilizados para um tipo de transiente com o objetivo de determinar qual o melhor método a ser utilizado em função da convergência e do tempo de processamento.

3.3 Dados para simulação de transientes

Os dados da usina de Sequoyah [4], [9] serão utilizados para simulação dos transientes. Os parâmetros termodinâmicos foram obtidos através da página da internet disponível em [15].

A potência dos aquecedores elétricos δq e a vazão da água de aspersão δW_{sp} no pressurizador são proporcionais à variação da pressão, em psi, de modo que a atuação desses sistemas de controle está representada da seguinte forma:

$$\begin{aligned} \delta q &= G_{he} \delta P_p, & -30 < \delta P_p < 0 \\ \delta q &= 30 G_{he}, & \delta P_p < -30 \\ \delta q &= 0, & \delta P_p > 0 \\ \delta W_{sp} &= G_{sp} \delta P_p, & 10 < \delta P_p < 60 \\ \delta W_{sp} &= 50 G_{sp}, & \delta P_p > 60 \\ \delta W_{sp} &= 0, & \delta P_p < 10 \end{aligned}$$

A válvula de alívio abre quando a pressão no pressurizador aumenta em 157 psi e fecha em 85 psi. O objetivo dessa histerese é reduzir a pressão para um valor menor do que o ponto de abertura para evitar a ciclagem da válvula e falhas

durante a demanda da operação. A válvula de segurança abre quando a pressão no pressurizador aumenta em 287 psi.

Tabela 3.1: Parâmetros do núcleo do reator

P_0	Potência nuclear inicial	3436	MW
Λ	Tempo de geração médio de nêutrons	1.79×10^{-5}	s
β	Fração total de nêutrons atrasados	0.006898	adm
β_1	Fração de nêutrons atrasados do 1º grupo	0.000209	adm
β_2	Fração de nêutrons atrasados do 2º grupo	0.001414	adm
β_3	Fração de nêutrons atrasados do 3º grupo	0.001309	adm
β_4	Fração de nêutrons atrasados do 4º grupo	0.002727	adm
β_5	Fração de nêutrons atrasados do 5º grupo	0.000925	adm
β_6	Fração de nêutrons atrasados do 6º grupo	0.000314	adm
λ_1	Constante de decaimento do 1º grupo	0.0125	s^{-1}
λ_2	Constante de decaimento do 2º grupo	0.0308	s^{-1}
λ_3	Constante de decaimento do 3º grupo	0.1140	s^{-1}
λ_4	Constante de decaimento do 4º grupo	0.3070	s^{-1}
λ_5	Constante de decaimento do 5º grupo	1.19	s^{-1}
λ_6	Constante de decaimento do 6º grupo	3.19	s^{-1}
α_F	Coefficiente de reatividade do combustível	-1.1×10^{-5}	$\frac{pcm}{^\circ F}$
α_C	Coefficiente de reatividade do moderador	-2×10^{-4}	$\frac{pcm}{^\circ F}$

Tabela 3.2: Parâmetros do sistema de refrigeração do primário

h_f	Coeficiente de transferência de calor entre vareta e refrigerante	0.0556	$\frac{Btu}{sft^2\text{ }^\circ F}$
A_f	Área de transferência de calor entre vareta e refrigerante	59900	ft^2
M_C	Massa de refrigerante no núcleo	2.4683×10^4	lbm
M_{UP}	Massa de refrigerante na saída do núcleo	6.2897×10^4	lbm
M_{HL}	Massa de refrigerante na perna quente	1.1428×10^4	lbm
M_{LP}	Massa de refrigerante na entrada do núcleo	8.1867×10^4	lbm
M_{CL}	Massa de refrigerante da perna fria	2.2855×10^4	lbm
\dot{m}	Vazão inicial do refrigerante no núcleo	1.7507×10^5	$\frac{lbm}{s}$
$T_{C_1_0}$	Temperatura inicial na 1ª zona do núcleo	566	$^\circ F$
T_{HL_0}	Temperatura inicial da perna quente	592.5	$^\circ F$
T_{CL_0}	Temperatura inicial da perna fria	539.5	$^\circ F$
C_{pC}	Calor específico à pressão constante do refrigerante	1.390	$\frac{Btu}{lbm\text{ }^\circ F}$
C_{pF}	Calor específico à pressão constante do combustível	0.059	$\frac{Btu}{lbm\text{ }^\circ F}$

Tabela 3.3: Parâmetros auxiliares do GV

Número de tubos no GV	3388	tubos
Diâmetro interno dos tubos	0.775	in
Diâmetro externo dos tubos	0.875	in
Altura do efetiva GV	35.54	ft
Coeficiente de transferência de calor lado primário	1.25	$\frac{Btu}{sft^2 \circ F}$
Coeficiente de transferência de calor lado secundário sub-resfriado	0.5478	$\frac{Btu}{sft^2 \circ F}$
Coeficiente de transferência de calor lado secundário saturação	1.667	$\frac{Btu}{sft^2 \circ F}$
Condutividade térmica dos tubos de metal	0.0025	$\frac{Btu}{sft^2 \circ F}$

Tabela 3.4: Parâmetros da água do primário e tubos de metal do GV

L_{dw}	Altura inicial da água no vão descendente	9.63	ft
L_{S_1}	Altura sub-resfriada inicial	3.4517	ft
$T_{P_{1_0}}$	Temperatura inicial do refrigerante na 1ª região	587.36	°F
$T_{P_{2_0}}$	Temperatura inicial do refrigerante na 2ª região	557.4	°F
$T_{P_{3_0}}$	Temperatura inicial do refrigerante na 3ª região	542.5	°F
$T_{M_{1_0}}$	Temperatura inicial do tubo de metal na 1ª região	553.49	°F
$T_{M_{2_0}}$	Temperatura inicial do tubo de metal na 2ª região	536.129	°F
$T_{M_{3_0}}$	Temperatura inicial do tubo de metal na 3ª região	529.38	°F
$T_{M_{4_0}}$	Temperatura inicial do tubo de metal na 4ª região	527.38	°F
$\frac{\partial T_{SAT}}{\partial P_S}$	Taxa de variação da temperatura de saturação em relação à pressão de vapor	0.14	$\frac{°F}{psi}$
C_{P_M}	Calor específico do metal	0.11	$\frac{Btu}{lbm °F}$

Tabela 3.5: Parâmetros da água do secundário e vapor do GV

L_{dw}	Altura inicial da água no tambor de água	9.63	ft
A_{fs}	Área seccional de escoamento da água na região do feixe de tubos	60.67	ft^2
A_{dw}	Área efetiva no tambor de água	110.74	ft^2
V_S	Volume de vapor no tambor de água	3332.28	ft^3
V_r	Volume total no separador de umidade	468.981	ft^3
ρ_S	Densidade do líquido saturado do GV	52.32	$\frac{lbm}{ft^3}$
ρ_{dw}	Densidade da água no tambor de água	47.66	$\frac{lbm}{ft^3}$
C_{P_2}	Calor específico da água do secundário	1.165	$\frac{Btu}{lbm^\circ F}$
W_{FW_0}	Vazão inicial de água de alimentação	1.0590×10^3	$\frac{lbm}{s}$
T_{FW_0}	Temperatura inicial de água de alimentação	434.3	$^\circ F$
T_{d_0}	Temperatura inicial da água no vão descendente	504.7	$^\circ F$
$T_{SAT_{GV}}$	Temperatura de saturação do GV	521.9	$^\circ F$
$W_{1_{GV}}$	Vazão inicial da água no vão descendente	5181.95	$\frac{lbm}{s}$
x_{e_0}	Título de vapor inicial na entrada do separador de umidade	0.2	adm

Tabela 3.6: Propriedades termodinâmicas do GV

Entalpia do líquido saturado	515.2	$\frac{Btu}{lbm}$
Entalpia do vapor saturado	11935	$\frac{Btu}{lbm}$
Entalpia da água de alimentação	529	$\frac{Btu}{lbm}$
Volume específico do líquido saturado	0.02098	$\frac{lbm}{ft^3}$
Volume específico do vapor saturado	0.5457	$\frac{lbm}{ft^3}$
Taxa de variação da entalpia de vaporização	-0.2	$\frac{Btu}{lbm\ psi}$
Taxa de variação da entalpia do líquido saturado	0.17	$\frac{Btu}{lbm\ psi}$
Taxa de variação da entalpia do vapor saturado	-0.35	$\frac{Btu}{lbm\ psi}$
Taxa de variação da densidade do vapor saturado	2.37×10^{-3}	$\frac{lbm}{ft^3\ psi}$

Tabela 3.7: Parâmetros do controle de água de alimentação

τ	Constante de tempo do filtro do sinal de nível	5	s
τ_1	Constante de tempo do integrador do nível	199.95	s
τ_2	Constante de tempo do integrador da vazão	17.87	s
K_{1GV}	Ganho proporcional do sinal de nível	75.4	adm
K_{2GV}	Ganho proporcional do sinal da vazão	30.69	adm
K	Ganho do posicionador da válvula	31.85	adm
ω_n	Frequência natural da válvula	0.63	adm
ξ	Constante de amortecimento da válvula	3.18	adm

Tabela 3.8: Parâmetros do controle de barras

K_{10}	Ganho da temperatura de referência média	0.208	$\frac{^{\circ}F}{\%P}$
τ_{SET1}	Constante de tempo da temperatura média de referência	30	s
τ_{LAG1}	1ª constante de tempo da temperatura média compensada com atraso	10	s
τ_{LAG2}	2ª constante de tempo da temperatura média compensada com atraso	5	s
τ_{LEAD}	Constante de tempo de compensação entre perna quente e perna fria	80	s
τ_{RTD}	Constante de tempo dos detectores de temperatura	4	s
τ_{SET3}	Constante de tempo da diferença entre potência gerada e entregue ao secundário	40	s
ρ_{step}	Reatividade por passo da barra	2.2419	$\frac{pcm}{passo}$

Tabela 3.9: Parâmetros da bomba de refrigeração do reator

A	Parâmetro da curva característica da bomba	-0.01223	adm
B	Parâmetro da curva característica da bomba	2.348	adm
C	Parâmetro da curva característica da bomba	74.607	adm
g_c	Aceleração da gravidade	32.2	$\frac{lbm\ ft}{lb\ s^2}$
I	Momento de inércia do motor da bomba	82000	$lbm\ ft^2$
L	Comprimento efetivo da tubulação do primário	196.85	ft
N_s	Velocidade nominal da bomba	1190	rpm
P_{d0}	Potência inicial da bomba	6000	hp
ρ_{H_2O}	Densidade da água do primário	45.71	$\frac{lbm}{ft^3}$

Tabela 3.10: Parâmetros do gerador elétrico

τ_T	Constante de tempo governadora da válvula	0.2	s
R_{ge}	Ganho de frequência	3	$\frac{Hz}{puMW}$
M	Constante de inércia mecânica	0.08333	$\frac{puMW\ s}{Hz}$
D	Fator de amortecimento	0.008333	$\frac{puMW}{Hz}$

Tabela 3.11: Parâmetros do secundário 1

N°_{GV}	Número de GV	4	GV
W_1	Vazão inicial na entrada/saída do bocal de entrada	876.7	$\frac{lbm}{s}$
W'_2	Vazão inicial na entrada/saída do reaquecedor no lado do casco	2852.8	$\frac{lbm}{s}$
W_{PR}	Vazão inicial na entrada/saída do reaquecedor no lado do tubo	182.2811	$\frac{lbm}{s}$
W_{ms}	Vazão inicial de água retirada do separador de umidade	358.03	$\frac{lbm}{s}$
W''_{20}	Vazão inicial de vapor saindo da turbina HP para o separador de umidade	3210.83	$\frac{lbm}{s}$
W'_{30}	Vazão inicial de vapor saindo da turbina LP para o separador de umidade	2232.6	$\frac{lbm}{s}$
K_{BHP}	Fração de vapor extraído da turbina HP	0.1634	adm
K_{BLP}	Fração de vapor extraído da turbina LP	0.2174	adm
T_{H1}	Constante de tempo para transferência de calor no aquecedor 1	100	s
T_{H2}	Constante de tempo para transferência de calor no aquecedor 2	40	s
T_{HP2}	Constante de tempo para transferência de calor entre aquecedores	10	s
T_{w3}	Constante de tempo para vazão da turbina LP	10	s

Tabela 3.12: Parâmetros do secundário 2

T_{R2}	Constante de tempo para transferência de calor do reaquecedor	4	s
T_{R1}	Constante de tempo para vazão do reaquecedor	3	s
T_{w2}	Constante de tempo para vazão na turbina HP	2	s
P_R	Pressão inicial do vapor saindo do reaquecedor	160.4098	psi
P_C	Pressão inicial do vapor saindo do bocal de entrada	791.3117	psi
V_R	Volume do reaquecedor no lado do casco	20000	ft^3
V_C	Volume do bocal de entrada	200	ft^3
H_R	Calor específico do vapor no reaquecedor	21.6	$\frac{Btu}{lbm^\circ F}$
$(T_S - T_R)$	Diferença de temperatura para transferência de calor no reaquecedor	52.48	$^\circ F$
ϵ_0	Coefficiente da válvula de vapor principal	1.2463	$\frac{lbm}{s psi}$
ϵ_{20}	Coefficiente da válvula de vapor de desvio	0.21918	$\frac{lbm}{s psi}$

Tabela 3.13: Parâmetros do secundário 3

A_{k2}	Área usada na relação empírica do bocal de entrada	207.82	ft^2
k_3	Área usada na relação empírica do reaquecedor	798.7	ft^2
h'_4	Entalpia na saída da turbina LP	958.4	$\frac{Btu}{lbm}$
h_{R0}	Entalpia inicial do vapor saindo do reaquecedor	1270.8	$\frac{Btu}{lbm}$
h_2	Entalpia inicial do vapor saindo da turbina HP	1100.3	$\frac{Btu}{lbm}$
h_{C0}	Entalpia inicial do vapor saindo do bocal de entrada	1196.1	$\frac{Btu}{lbm}$
ρ_2	Densidade inicial do vapor saindo da turbina HP	1.8281	$\frac{lbm}{s}$
ρ_c	Densidade inicial do vapor saindo do nozzle chest	1.7337	$\frac{lbm}{s}$
ρ_r	Densidade inicial do vapor saindo do reaquecedor	0.29079	$\frac{lbm}{s}$

Tabela 3.14: Parâmetros do secundário 4

k_1	Constante usada no cálculo da pressão no secundário	1.2745	adm
k_2	Constante usada no cálculo da pressão no secundário	1068	adm
γ	Gradiente da energia interna com relação a entalpia no reaquecedor	1.2927	adm
η_{LP}	Eficiência da turbina LP	0.86	adm
η_{HP}	Eficiência da turbina HP	0.86	adm
J	Fator de conversão de unidade	778.169	$\frac{ft\ lbf}{Btu}$
Ω	Velocidade inicial do eixo turbina-gerador	60	Hz

Tabela 3.15: Parâmetros do pressurizador

R	Constante dos gases ideais	85.73	$\frac{ft\ lb_f}{lbm\ R}$
T_{SAT_p}	Temperatura de saturação do pressurizador	652.9	°F
V_{s_0}	Volume inicial de vapor	720	ft^3
V_{w_0}	Volume inicial de água	1080	ft^3
M_{s_0}	Massa inicial de vapor	4588.33	lbm
M_{w_0}	Massa inicial de água	40029.65	lbm
W_{sp_0}	Vazão inicial da água de aspersão	182.6461	$\frac{lbm}{s}$
W_{wi_0}	Vazão inicial da linha de surto	0	$\frac{lbm}{s}$
W_{rv}	Vazão de vapor da válvula de alívio	91.8592	$\frac{lbm}{s}$
W_{sv}	Vazão de vapor da válvula de segurança	367.4367	$\frac{lbm}{s}$
G_{he}	Ganho proporcional do aquecedor	-250	adm
G_{sp}	Ganho proporcional do spray	75	adm

Tabela 3.16: Parâmetros termodinâmicos do pressurizador

Volume específico da água saturada	0.02698	$\frac{ft^3}{lbm}$
Volume específico do vapor saturado	0.1569	$\frac{ft^3}{lbm}$
Entalpia da água saturada	701.1	$\frac{Btu}{lbm}$
Entalpia do vapor saturado	1115.9	$\frac{Btu}{lbm}$
Entalpia da água da linha de surto	672.81	$\frac{Btu}{lbm}$
Entalpia da água da água de aspersão	574.36	$\frac{Btu}{lbm}$
Calor específico à pressão constante do pressurizador	2.115	$\frac{Btu}{lbm^\circ F}$
Calor específico à pressão constante da linha de surto	1.1386	$\frac{Btu}{lbm^\circ F}$
Calor específico à pressão constante da água de aspersão	1.1226	$\frac{Btu}{lbm^\circ F}$

Capítulo 4

Testes e resultados

4.1 Variação oscilatória na potência da rede de transmissão elétrica

Neste transiente, a potência da rede de transmissão elétrica sofre uma oscilação senoidal com amortecimento exponencial, ou seja, $\delta P_{TIE} = 0.02 \sin\left(\frac{t}{50}\right) e^{(-t/100)}$ a partir do instante inicial. Este transiente tem o objetivo de estudar o comportamento das variáveis do secundário em função dessa oscilação na rede de transmissão com e sem a atuação dos sistemas de controle do reator e de água de alimentação. A amplitude da oscilação não pode ser um valor alto por causa do uso de modelos linearizados, que permitem apenas a simulação de pequenas perturbações.

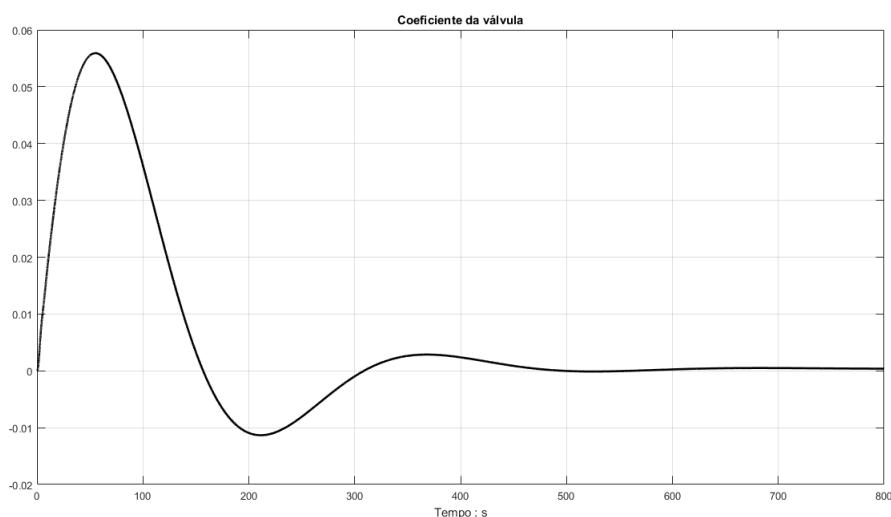


Figura 4.1: Variação do coeficiente da válvula de vapor principal (Variação da potência da rede)

A Figura 4.1 mostra um aumento inicial do coeficiente da válvula de vapor principal e, conseqüentemente um aumento da vazão de vapor saindo dos geradores de vapor. Esse aumento da vazão de vapor provoca um aumento da vazão de água de alimentação para o gerador de vapor e uma diminuição nas temperaturas da água do secundário no GV na Figura 4.2, assim como uma diminuição da temperatura da água de alimentação, visto na Figura 4.3.

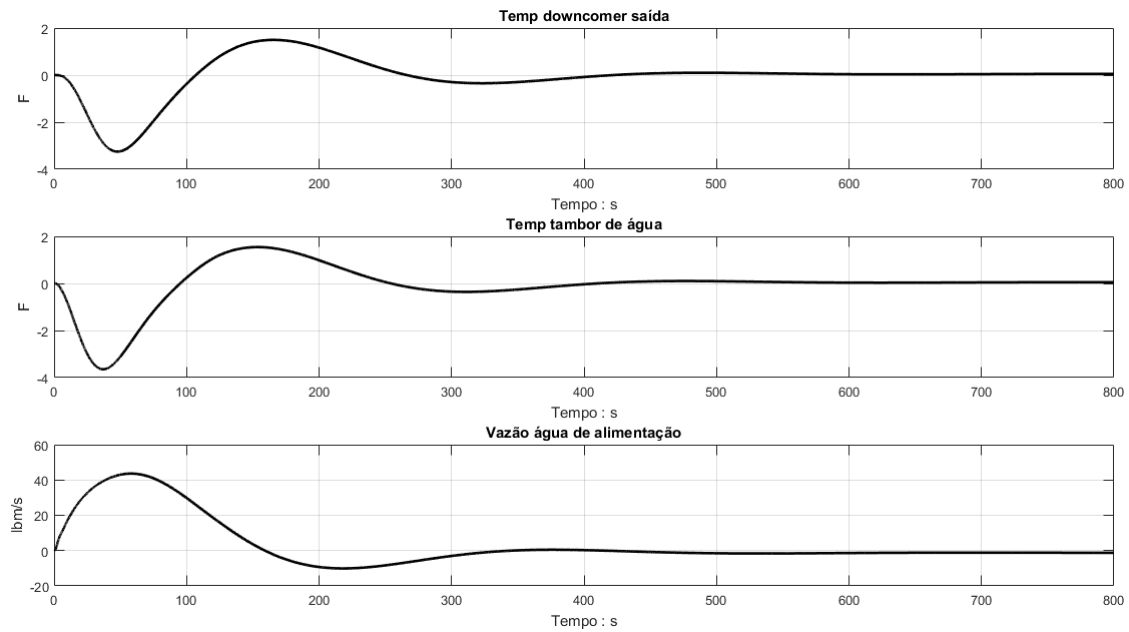


Figura 4.2: Vazão de água de alimentação e temperaturas da água do secundário no GV (Variação da potência da rede)

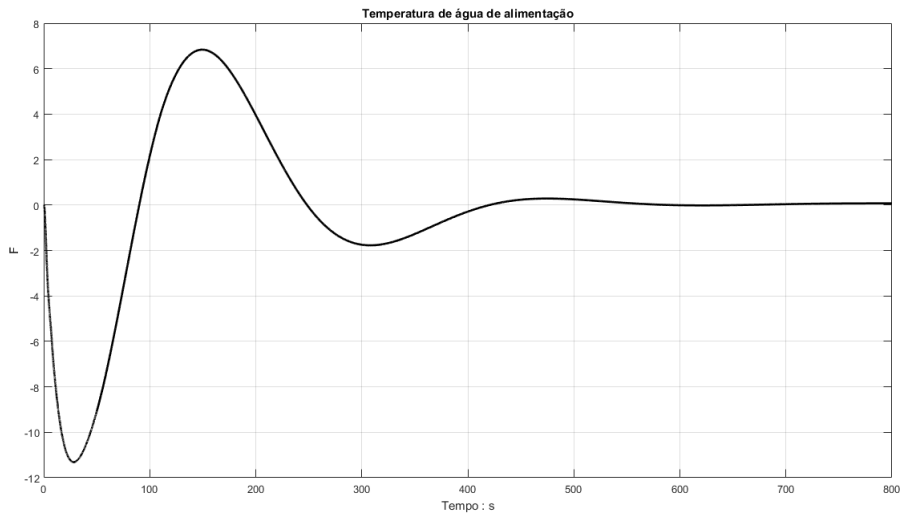


Figura 4.3: Temperatura da água de alimentação com os sistemas de controle (Variação da potência da rede)

O aumento da vazão de água de alimentação também estabiliza o nível de água no GV visto na Figura 4.4, que muda inicialmente devido ao aumento da vazão de vapor.

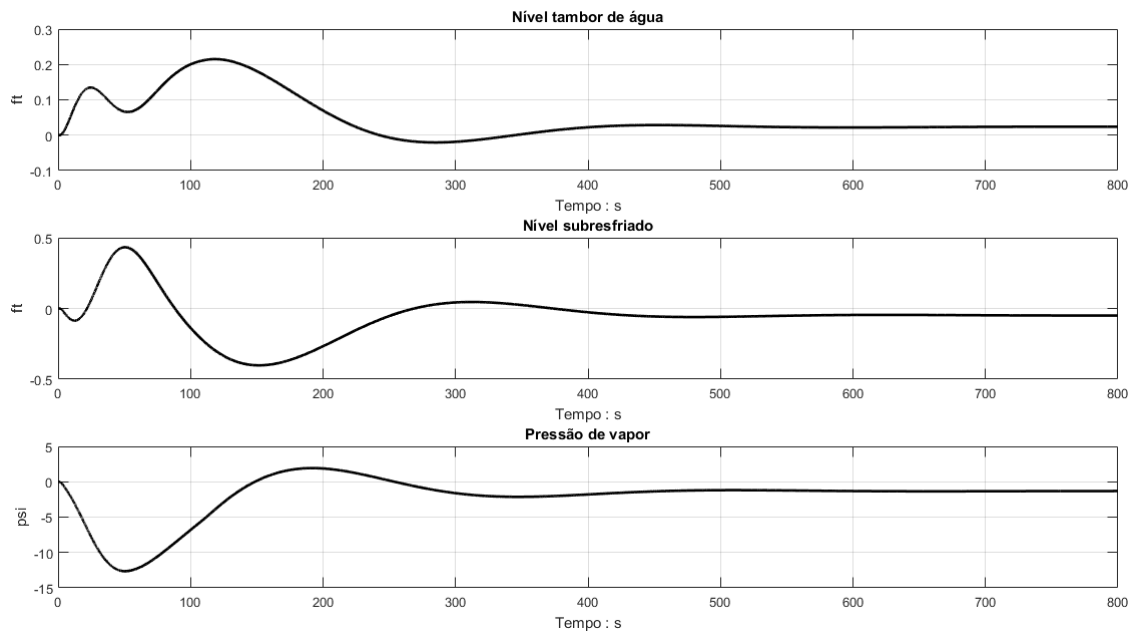


Figura 4.4: Nível do GV e pressão de vapor com os sistemas de controle (Variação da potência da rede)

Sem a atuação do controle de água de alimentação, o aumento da vazão de

vapor provoca um aumento na temperatura de água de alimentação visto na Figura 4.5. Esse aumento da temperatura da água de alimentação também contribui para o aumento da temperatura da água do secundário do GV visto na Figura 4.6.

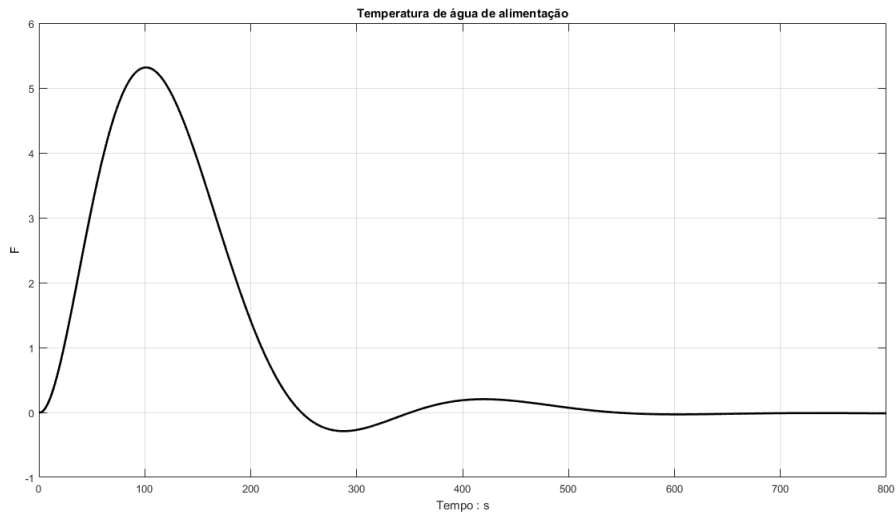


Figura 4.5: Temperatura da água de alimentação sem os sistemas de controle (Variação da potência da rede)

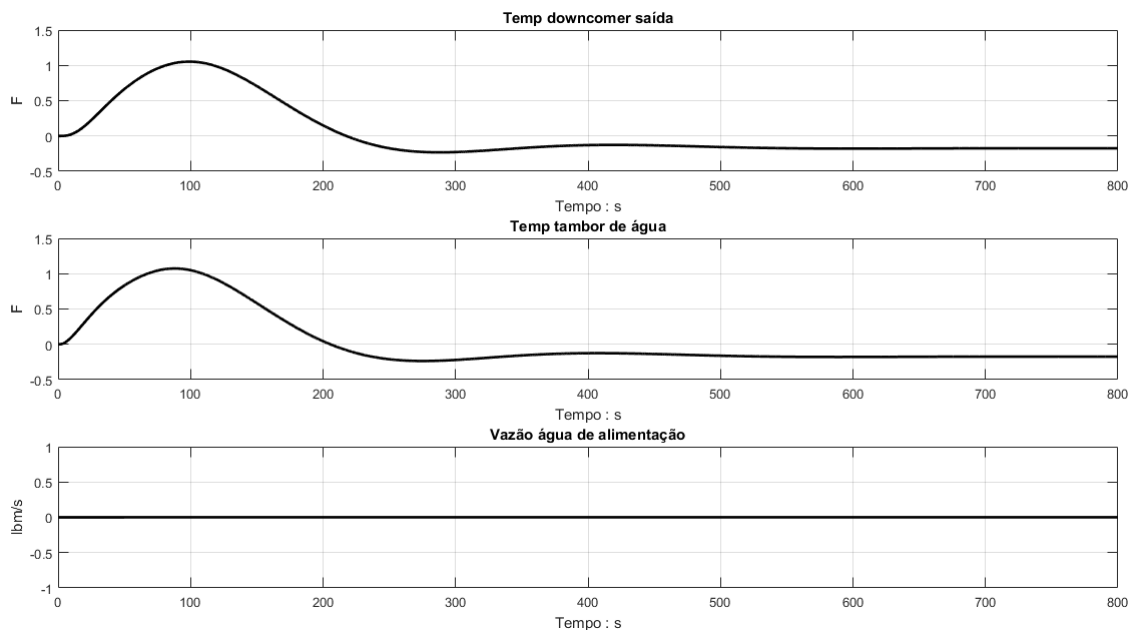


Figura 4.6: Temperatura da água do secundário no GV sem os sistemas de controle (Variação da potência da rede)

O nível de água no GV atinge a estabilidade da mesma forma como acontece

com a atuação do sistema de controle, porém em um nível mais baixo que o nível inicial, com a diminuição da oscilação da potência da rede de transmissão, visto na Figura 4.7.

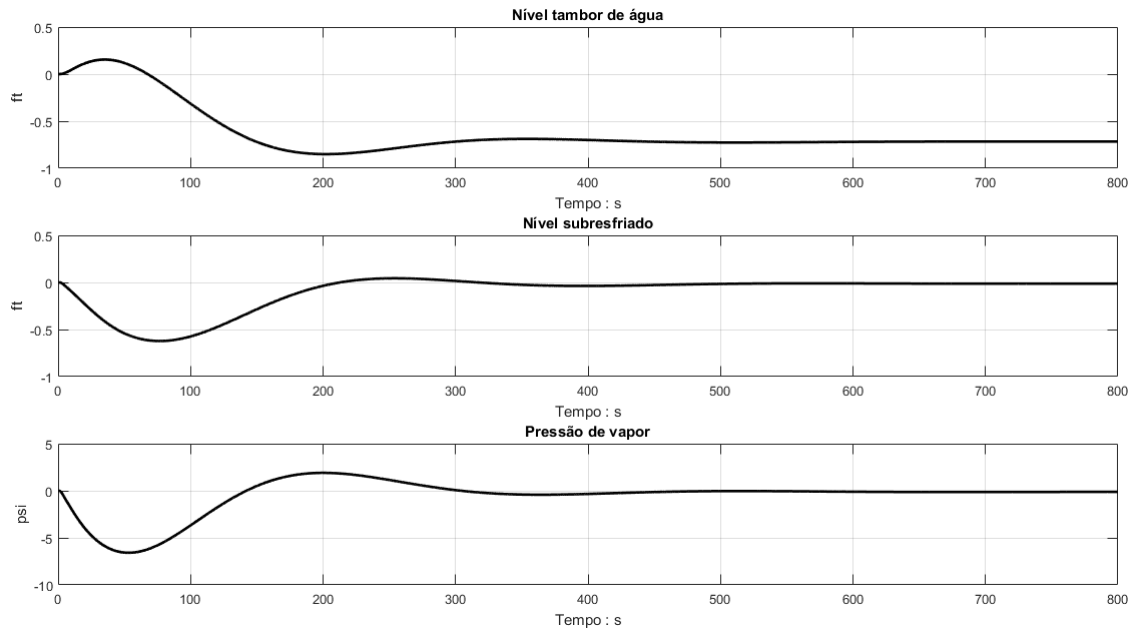


Figura 4.7: Nível do GV e pressão de vapor sem os sistemas de controle (Variação da potência da rede)

4.2 Decréscimo na potência transferida para a bomba de refrigeração do reator

Neste transiente, a potência transferida pela bomba diminui em 10%, ou seja, $\delta P_d = -0.1 P_{d_0}$ no instante inicial. Serão analisados os resultados com e sem a atuação dos sistemas de controle.

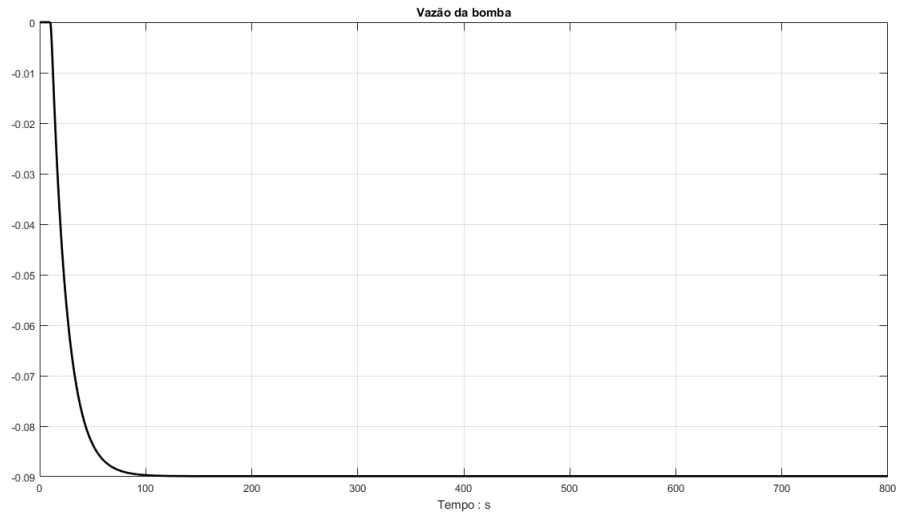


Figura 4.8: Vazão normalizada da bomba (Decréscimo na potência da bomba)

A Figura 4.8 mostra o comportamento da vazão normalizada da bomba. A vazão de refrigeração demora um período de tempo até atingir o comportamento estacionário devido à inércia da bomba.

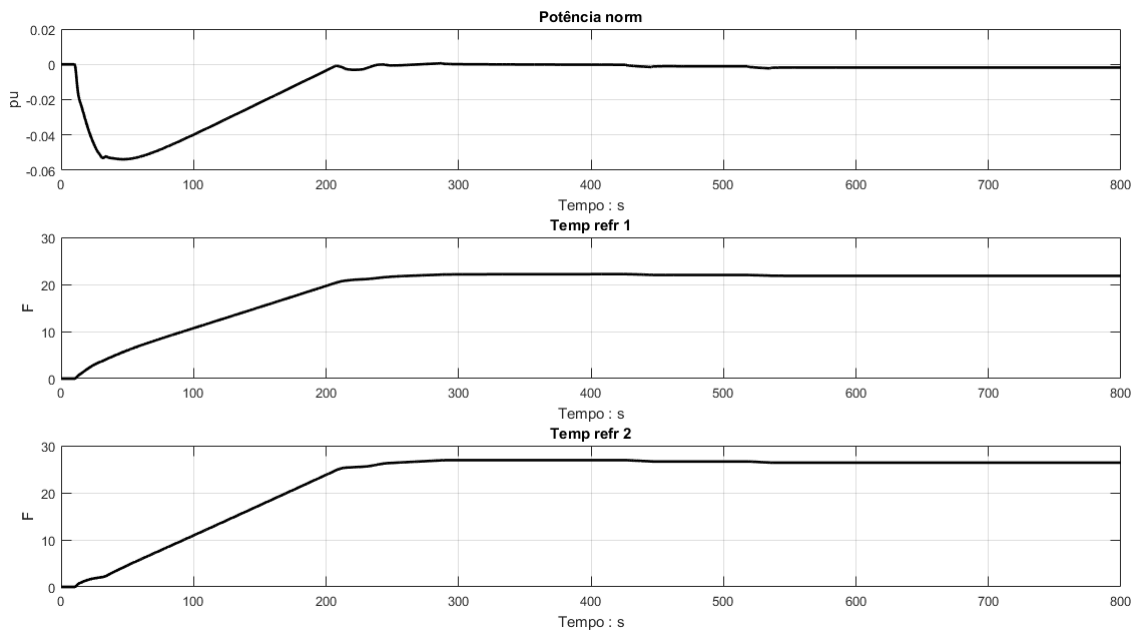


Figura 4.9: Potência nuclear e temperatura do refrigerante no núcleo com os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)

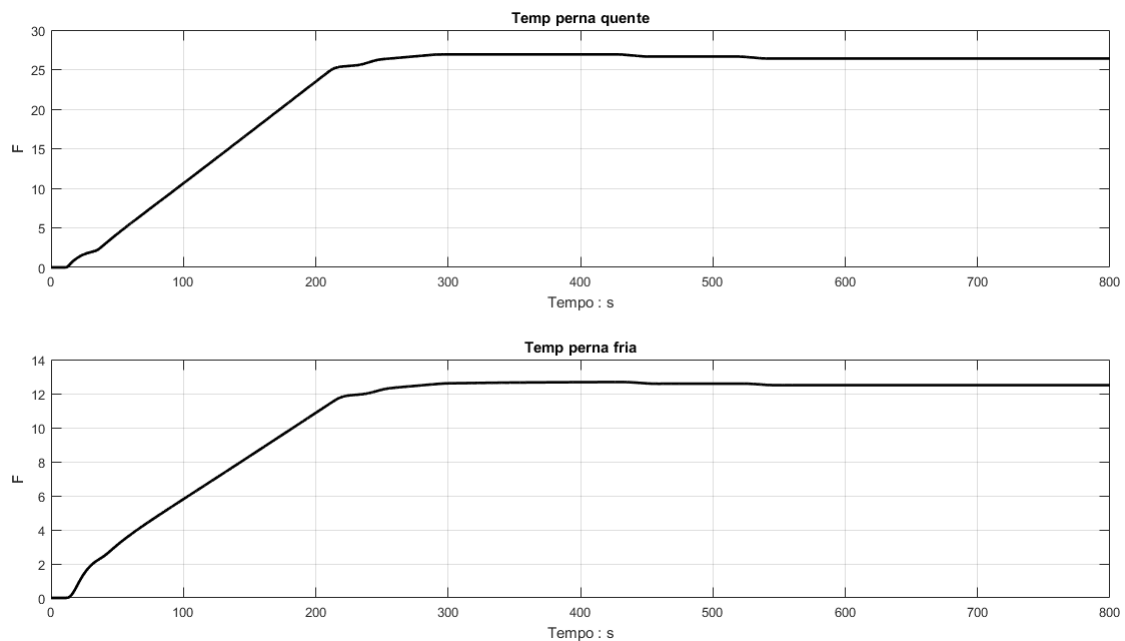


Figura 4.10: Temperatura nas pernas quente e fria com os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)

A diminuição da vazão da bomba provoca um aumento da transferência de calor do combustível para o refrigerante no núcleo, aumentando assim a temperatura do refrigerante. Esse aumento provoca uma realimentação negativa de potência nuclear, visto nas Figuras 4.9 e 4.10. O sistema de controle do reator então envia o sinal para retirar barras de controle, aumentando a potência nuclear para o valor inicial, visto na Figura 4.11.

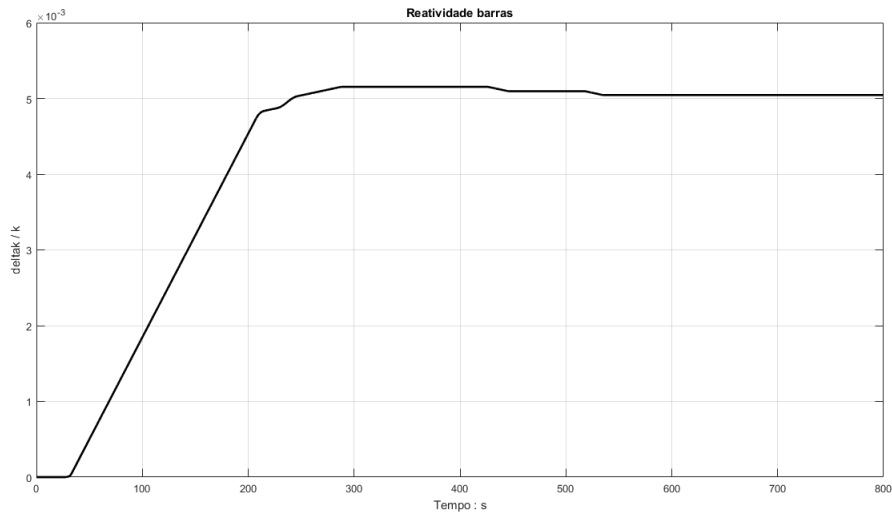


Figura 4.11: Reatividade inserida pelas barras de controle (Decréscimo na potência da bomba)

O aumento da temperatura do refrigerante no sistema primário causa um aumento na geração de vapor e uma diminuição do nível no GV. O controle de água de alimentação aumenta a vazão para estabilizar essa diminuição do nível, visto nas Figuras 4.12 e 4.13.

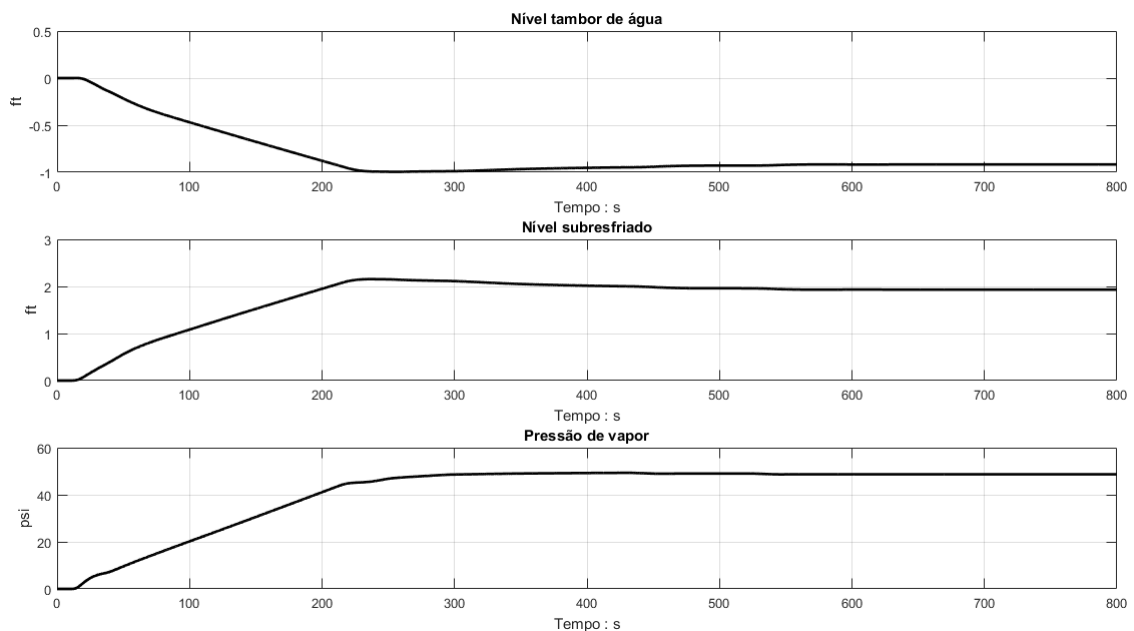


Figura 4.12: Nível do GV e pressão de vapor com os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)

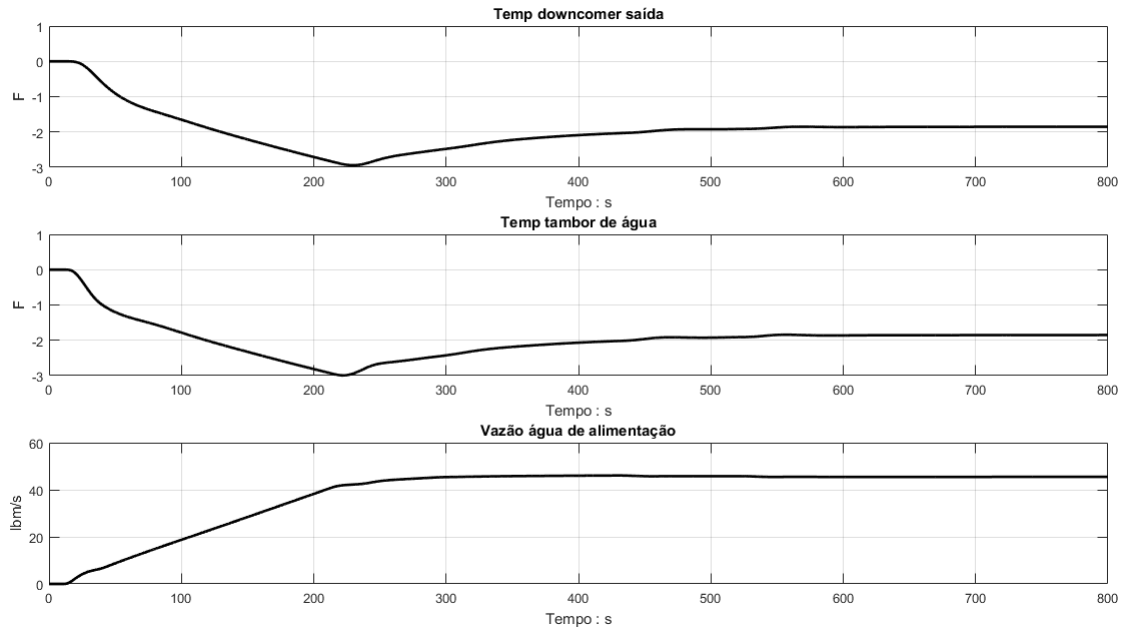


Figura 4.13: Vazão de água de alimentação e temperatura da água do secundário no GV com os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)

Sem a atuação do sistema de controle do reator, a potência nuclear se mantém em um nível de potência inferior ao valor inicial, com isso, a temperatura do refrigerante no sistema primário não aumenta tanto quanto no caso com a atuação com os sistemas de controle, visto nas Figuras 4.14 e 4.15.

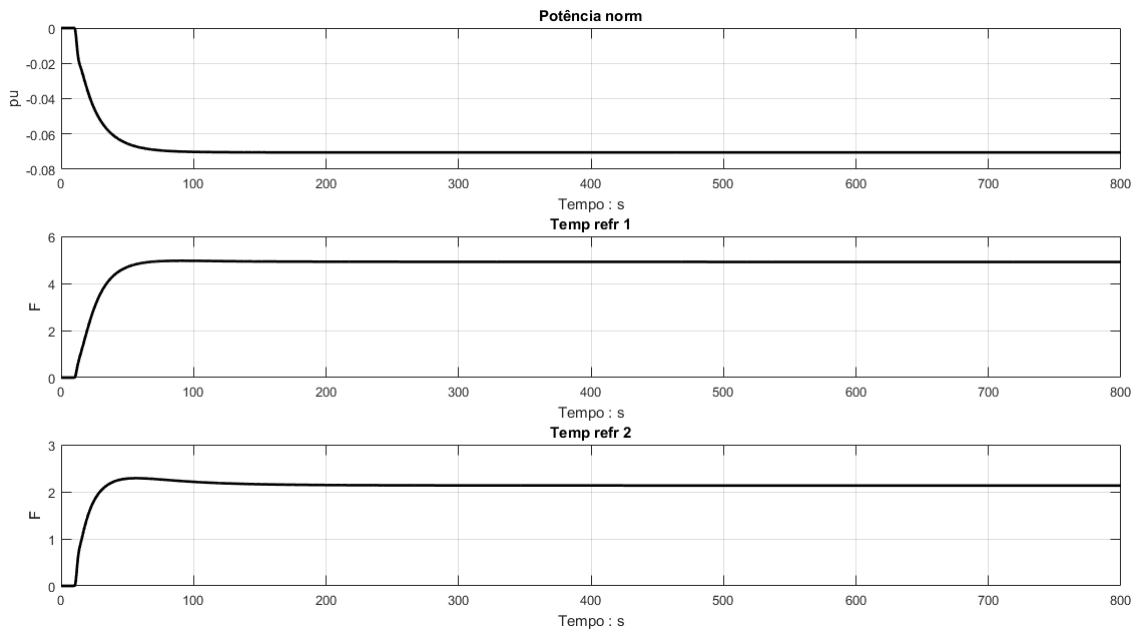


Figura 4.14: Potência nuclear e temperatura do refrigerante no núcleo sem os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)

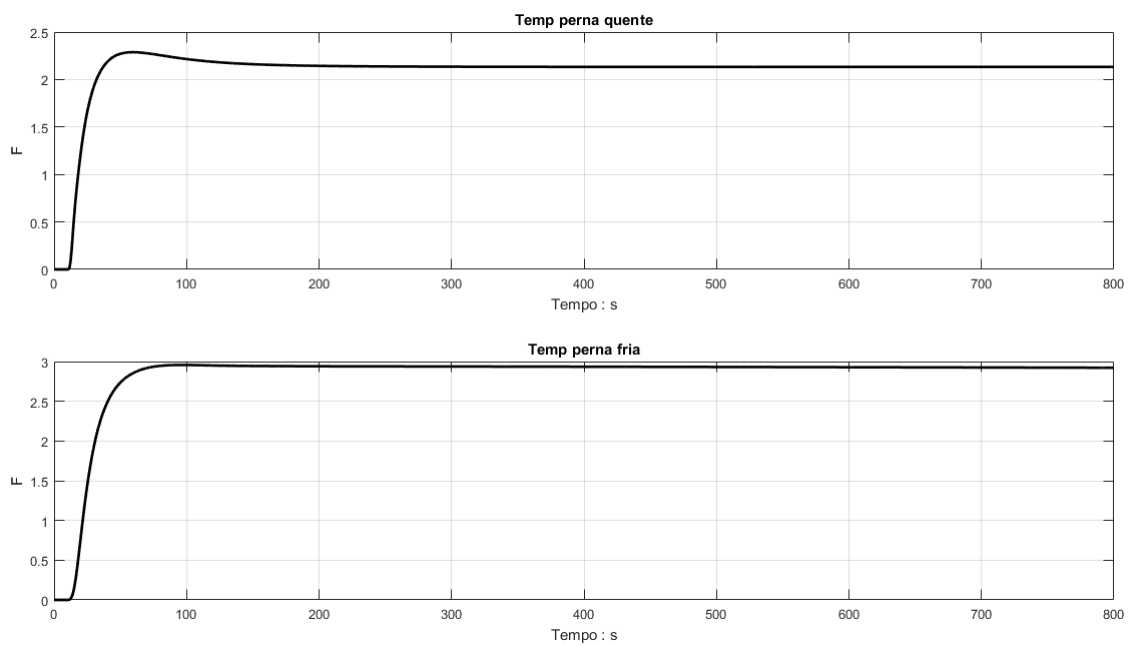


Figura 4.15: Temperatura nas pernas quente e fria sem os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)

Sem a atuação do sistema de controle de água de alimentação, as variáveis do GV não se mantêm em um valor estacionário, visto nas Figuras 4.16 e 4.17.

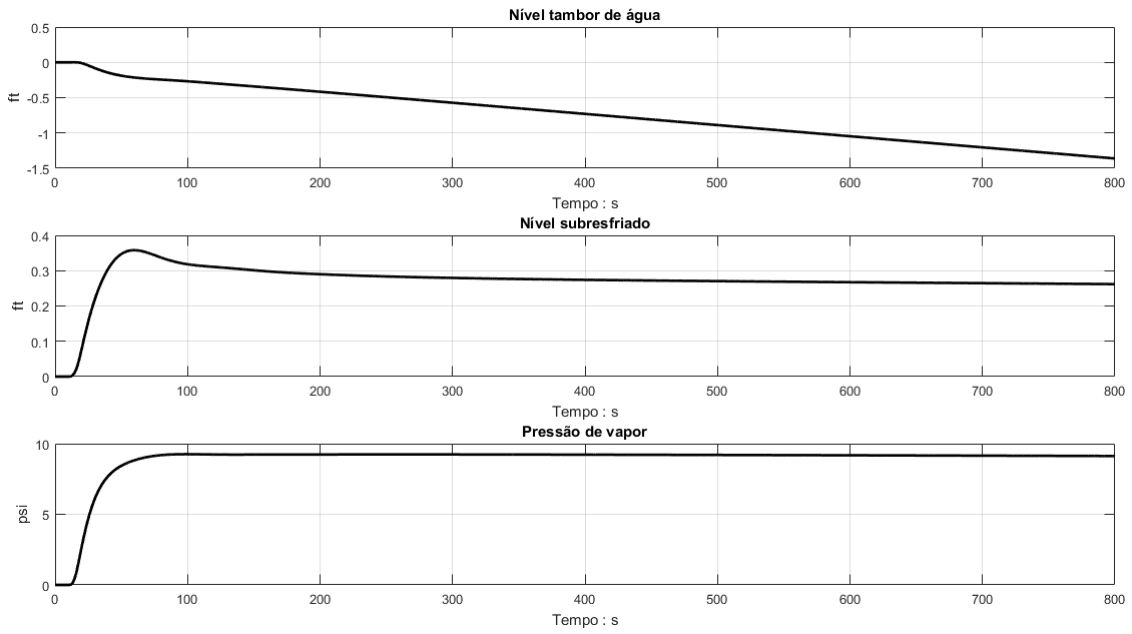


Figura 4.16: Nível do GV e pressão de vapor sem os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)

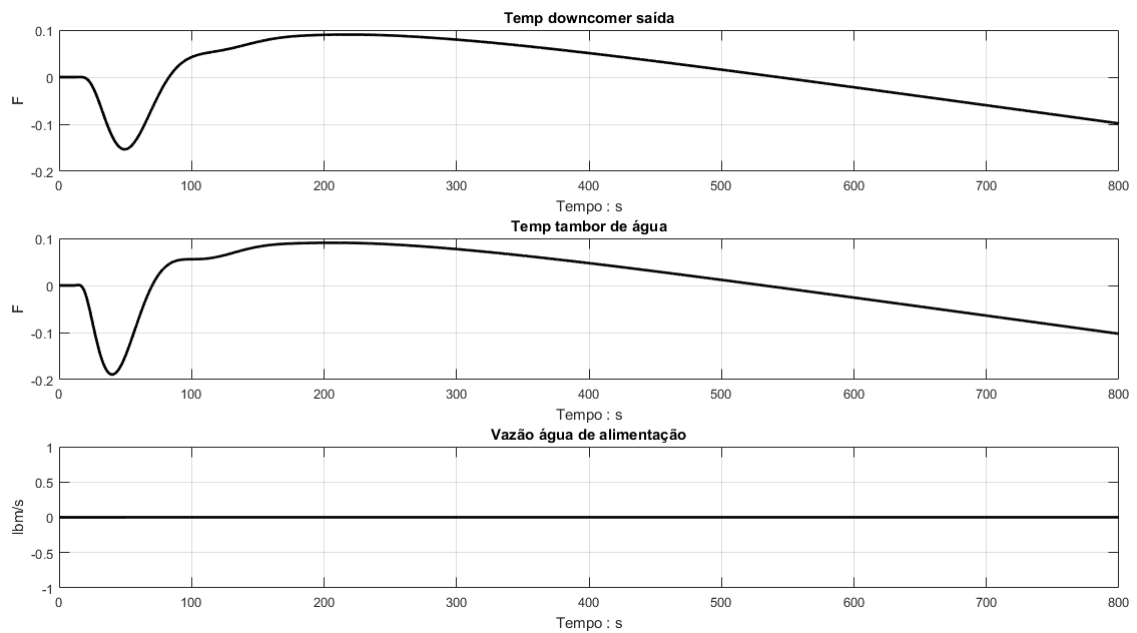


Figura 4.17: Temperatura da água do secundário no GV sem os sistemas de controle (Decréscimo na potência da bomba)

4.3 Simulação de rampa de reatividade constante

Este transiente foi proposto para testar as diferenças no modelo do pressurizador com e sem os termos I_1 e I_2 , além do comportamento da pressão do primário com a atuação da válvula de alívio. Os sistemas de controle de barra e de água de alimentação também foram desativados para permitir que a pressão do sistema primário chegue ao ponto de abertura da válvula de alívio. A taxa de reatividade retirada do núcleo do reator é de 1 pcm/s, ou seja, $\delta\rho_{ext} = 10^{-5}t$. Essa reatividade compõe a reatividade total da Equação (2.16), ficando: $\delta\rho = \alpha_F\delta T_F + \frac{\alpha_C}{2}(\delta T_{C_1} + \delta T_{C_2}) + \delta\rho_{ext}$.

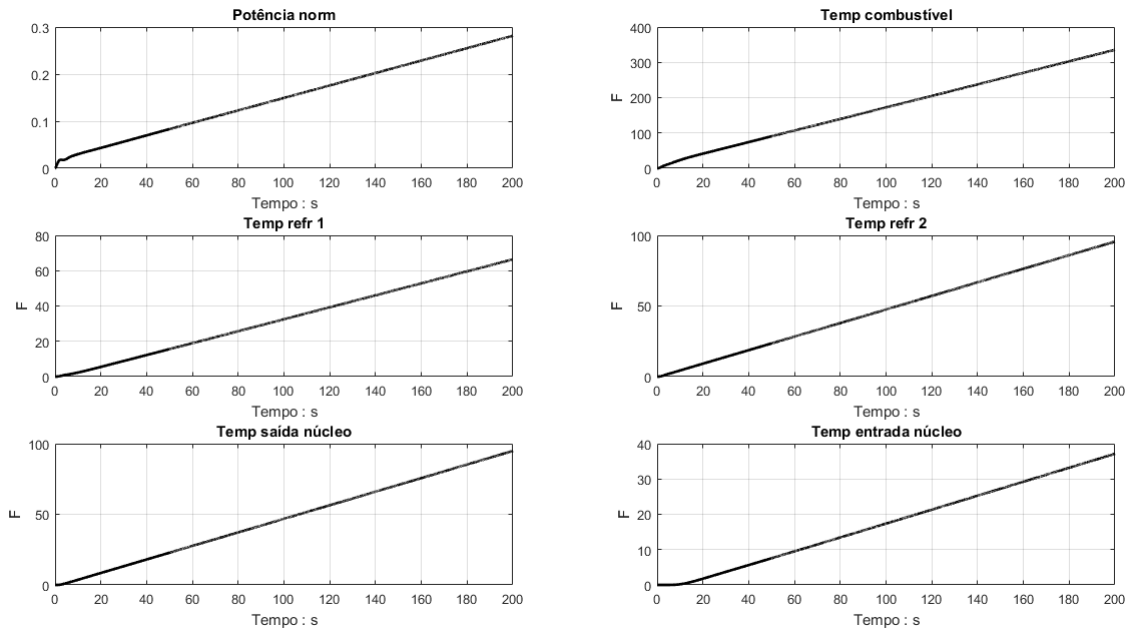


Figura 4.18: Variáveis do vaso de pressão (Rampa de reatividade)

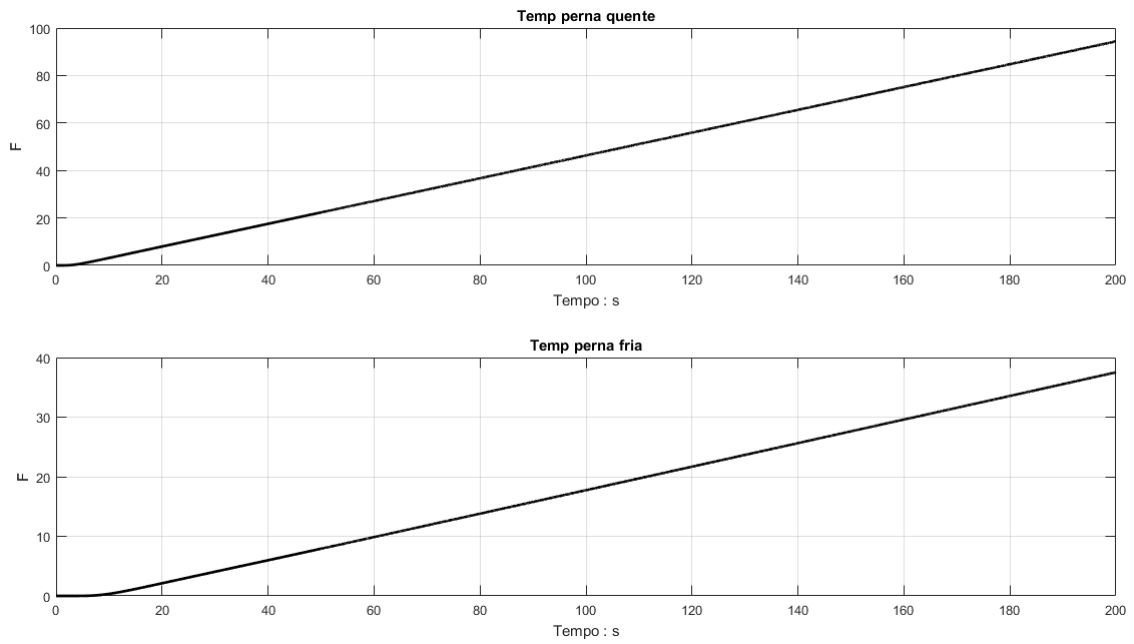


Figura 4.19: Temperatura das pernas quente e fria (Rampa de reatividade)

A potência nuclear aumenta em resposta ao transiente, e com isso, as temperaturas em cada volume de controle do sistema primário aumentam, como é mostrado nas Figuras 4.18 e 4.19. Esse aumento da temperatura do primário provoca um aumento da geração de vapor e, conseqüentemente, um aumento da pressão de vapor e a diminuição do nível no GV, como visto na Figura 4.20.

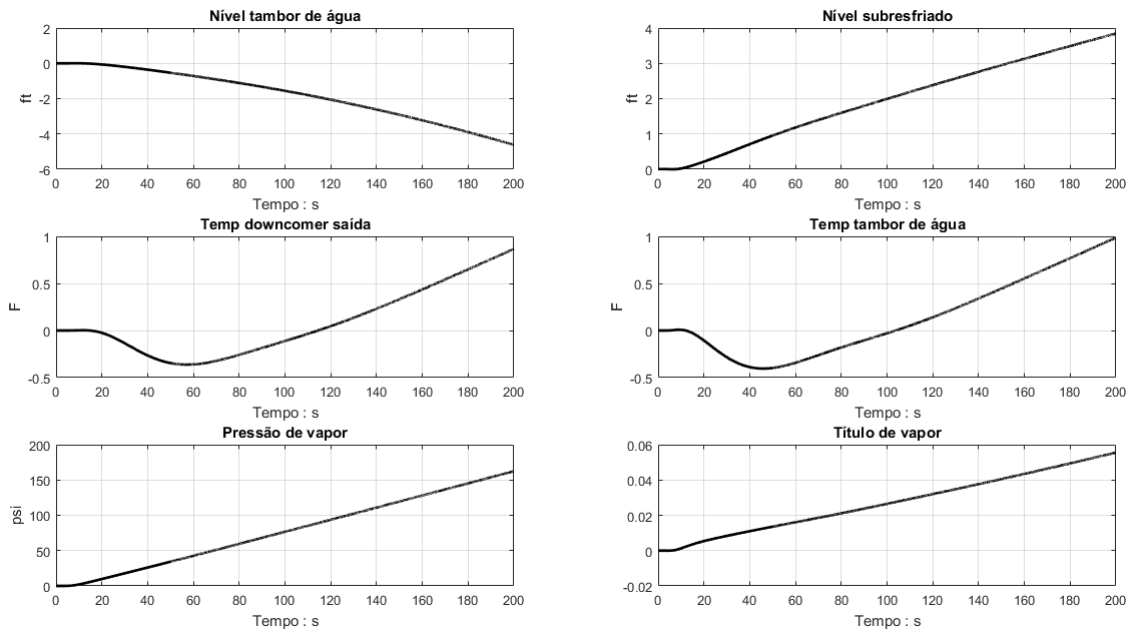


Figura 4.20: Variáveis da água do secundário do gerador de vapor (Rampa de reatividade)

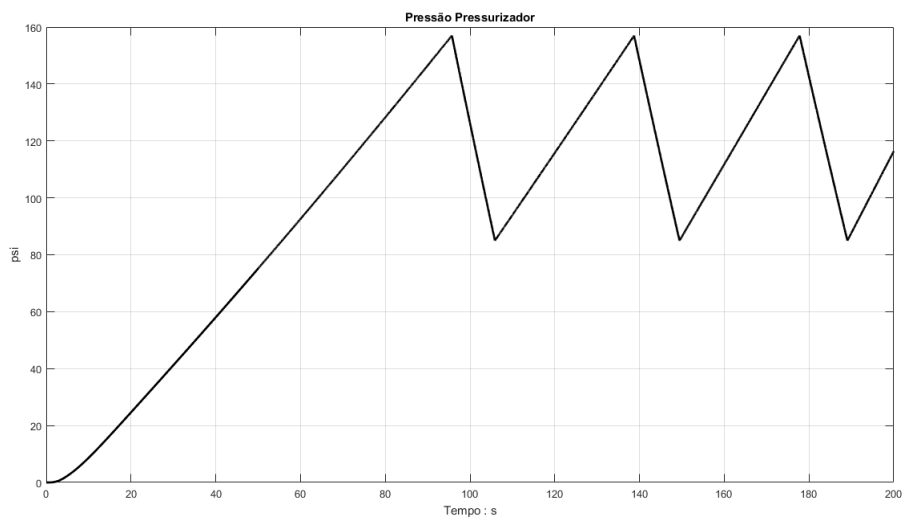


Figura 4.21: Pressão do pressurizador sem os termos I_1 e I_2 (Rampa de reatividade)

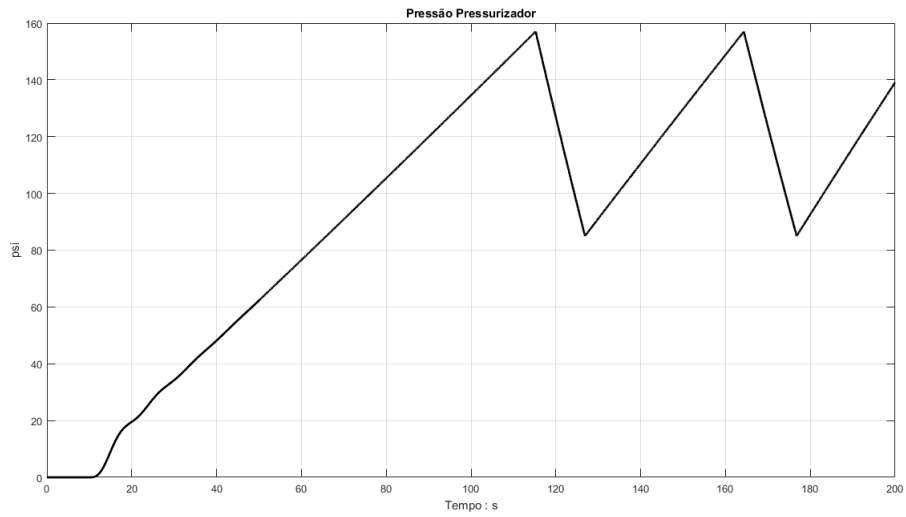


Figura 4.22: Pressão do pressurizador com os termos I_1 e I_2 (Rampa de reatividade)

Com os termos adicionais, a pressão atinge o patamar de abertura da válvula de alívio aos 115 segundos, visto na Figura 4.22, enquanto sem os termos adicionais esse valor é alcançado aos 95 segundos, visto na Figura 4.21.

Capítulo 5

Conclusões

Para a validação dos sistemas modelados foram feitas uma análise separada de cada sistema como feito em [4], [3], [6], como para o GV isolado do resto do sistema, o sistema secundário isolado e o sistema do reator isolado. Esta análise está feita no Apêndice A.

Com respeito à atuação do sistema de controle, sua atuação permite que o sistema adquira a estabilidade, e também muito próximo das condições em operação nominal da usina. Algumas respostas dos sistemas de controle automático PID a transientes, contudo, acabam não sendo otimizadas no sentido de trazer o sistema de volta à estabilidade. Isso se deve ao fato de que os sistemas de controle possuem uma abordagem local do sistema, sem levar em consideração a resposta de outros sistemas de controle, além de tratar os processos físicos de maneira linear por exemplo.

A modelagem apresentada possui também a limitação de pequenas perturbações devido à linearização. Os resultados desta modelagem para alguns transientes de interesse para a análise de segurança da usina, como a parada completa da BRR não seriam bem representados devido à variação do coeficiente de transferência de calor pela diminuição da vazão de refrigeração no núcleo. O sistema do gerador elétrico e das turbinas é também muito sensível às variações das condições normais de operação, provocando paradas de turbina em resposta aos transientes. As limitações dessas condições não foram implementadas neste trabalho.

Futuros trabalhos nesta área seriam a implementação de novos modelos matemáticos mais complexos, como um modelo de não equilíbrio para o pressurizador e de sistemas de controle digitais [16] para o tratamento de não-linearidades e permitindo o controle global dos sistemas da usina. A implementação de uma interface

gráfica em tempo real contribuirá para o desenvolvimento de um simulador digital que permitirá a operação para fins didáticos na formação dos engenheiros nucleares no Brasil, e futuramente para licenciamento de novas usinas a serem construídas.

Referências Bibliográficas

- [1] NRC, *Nuclear Regulatory Commission*. Disponível em <https://www.nrc.gov/about-nrc/regulatory/research/safetycodes.html>. Acesso em 17 mar. 2018.
- [2] OLEGARIO, L. C., *Simulação Dinâmica de um PWR com Modelagem do Sistema Primário, Pressurizador e Geradores de Vapor*. Projeto de graduação, Escola Politécnica/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2016.
- [3] GALVAO, H. P., *Modelagem Dinâmica do Circuito Primário e Secundário de Reatores PWR Aplicando Critérios de Estabilidade*. Projeto de graduação, Escola Politécnica/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2017.
- [4] FREELS, J. D., *An Investigation of High and Low Order Dynamic Modeling of a Complete Pressurized Water Reactor Nuclear Power Plant*. Dissertação de mestrado, University of Tennessee, Knoxville, 1979.
- [5] NAIR, P. R., GOPAL, M., *Sensitivity Reduce Design for A Nuclear Pressurized Water Reactor*. IEEE Transactions on Nuclear Science, Vol. NS-34, No. 6, Dezembro, 1987, p. 1834-1842.
- [6] 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, 1976.
- [7] ALI, M. R. A., *Lumped Parameter, State Variable Dynamic Models for U-tube Recirculation Type Nuclear Steam Generators*. Tese de doutorado, University of Tennessee, Knoxville, 1976.

- [8] THAKKAR, J. G., *Correlation of Theory and Experiment for the Dynamics of a Pressurized Water Reactor*. Dissertação de mestrado, University of Tennessee, Knoxville, 1975.
- [9] NAGHEDOLFEIZI, M., *Dynamic Modeling of a Pressurized Water Reactor Plant for Diagnostics and Control*. Dissertação de mestrado, University of Tennessee, Knoxville, 1990.
- [10] TODREAS, N. E., KAZIMI, M. S., ***Nuclear Systems I: Thermal Hydraulic Fundamentals***. New York, Taylor & Francis, 1993.
- [11] ELETROBRAS - ELETRONUCLEAR (Org.). Disponível em: <<http://www.eletronuclear.gov.br/aempresa/centralnuclear/angra2.aspx>>. Acesso em 20 fev. 2018.
- [12] DUDERSTADT, J. J., HAMILTON, L. J., ***Nuclear Reactor Analysis***. New York, John Wiley & Sons Ltd., 1976.
- [13] BORGNAKKE, C., SONNTAG, R. E. ***Fundamentos da Termodinâmica***. São Paulo, Editora Edgar Blucher Ltda., 2013
- [14] BURDEN, R. L., FAIRES, J. D., ***Numerical Analysis***. Boston, Cengage Learning, 2010.
- [15] NIST, *National Institute of Standards and Technology*. Disponível em: <<http://webbook.nist.gov/chemistry/fluid/>>. Acesso em 20 fev. 2018.
- [16] ALVARENGA, M. A. B., *Investigação Sobre o Uso de Controladores Digitais em Substituição aos Controladores Analógicos PID para o Controle de Nível de Geradores de Vapor de Centrais Nucleares PWR*. FUNCEFET/RJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2012.

Apêndice A

Testes da modelagem

No Capítulo 3, vimos que o sistema de equações (3.2) pode ser resolvido utilizando um método numérico adequado. Para testar qual o melhor método, testamos o modelo do reator isolado para o transiente visto em [3] e [6] para um aumento da temperatura na entrada do vaso de pressão em 2.2 °F. Na Figura A.1, vemos que é necessário um passo de tempo menor para os métodos de Runge Kutta e Euler, aumentando assim o tempo de processamento para o cálculo dos transientes. Por esta razão, o método de Crank Nicolson será utilizado para os outros transientes. As Figuras A.2 A.3 mostram a variação da temperatura na entrada do núcleo e na perna quente para o mesmo transiente.

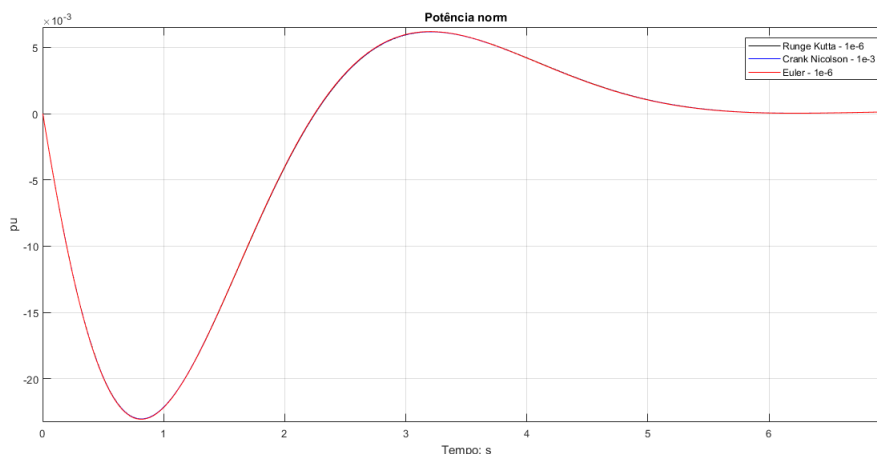


Figura A.1: Comparação dos métodos numéricos (Potência nuclear)

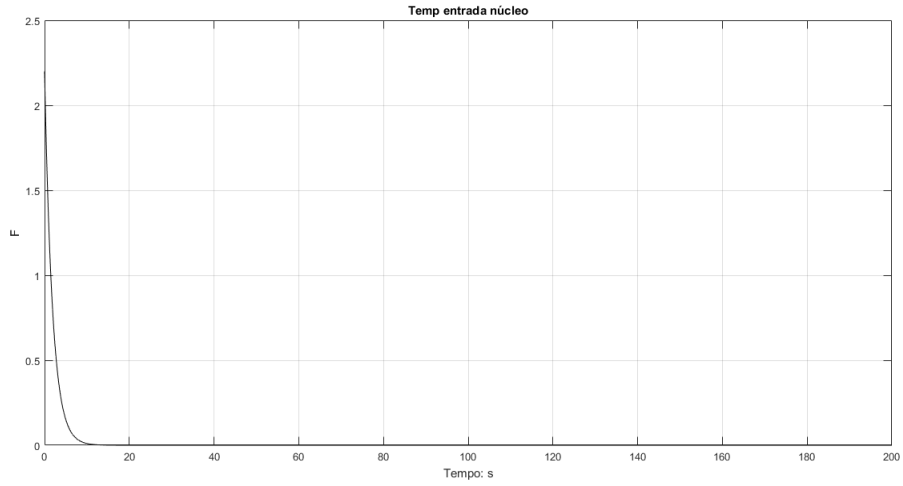


Figura A.2: Temperatura na entrada do núcleo

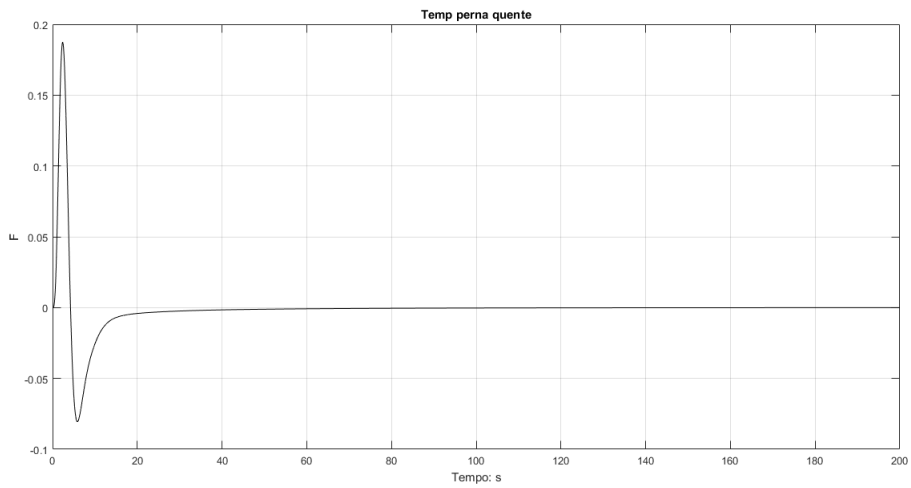


Figura A.3: Temperatura na perna quente

Para testar o modelo do GV e comparar com os resultados em [4], foi utilizado o transiente de aumento da temperatura da água de alimentação em 10 °F e com o GV isolado sem os sistemas de controle de água de alimentação, nas Figuras A.4 e A.5, e um aumento de 10% do coeficiente da válvula de vapor principal com o sistema de controle, nas Figuras A.6 e A.7.

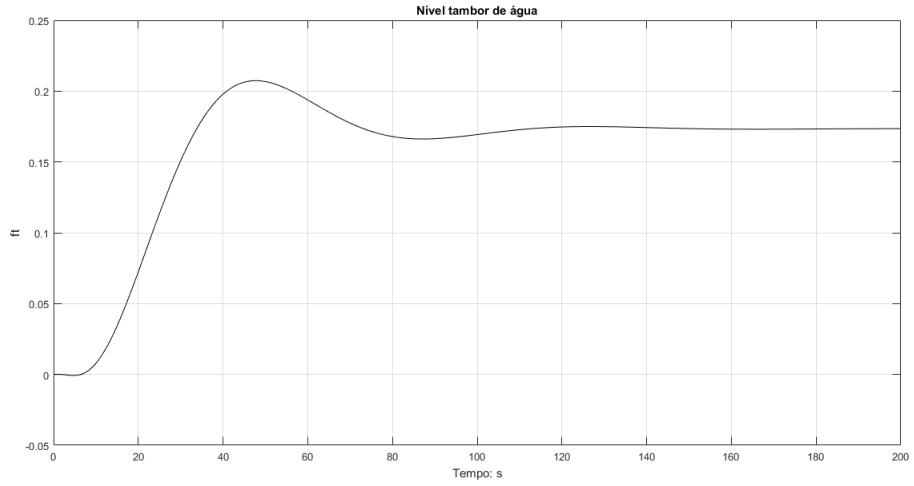


Figura A.4: Nível do gerador de vapor (Variação da temperatura de água de alimentação)

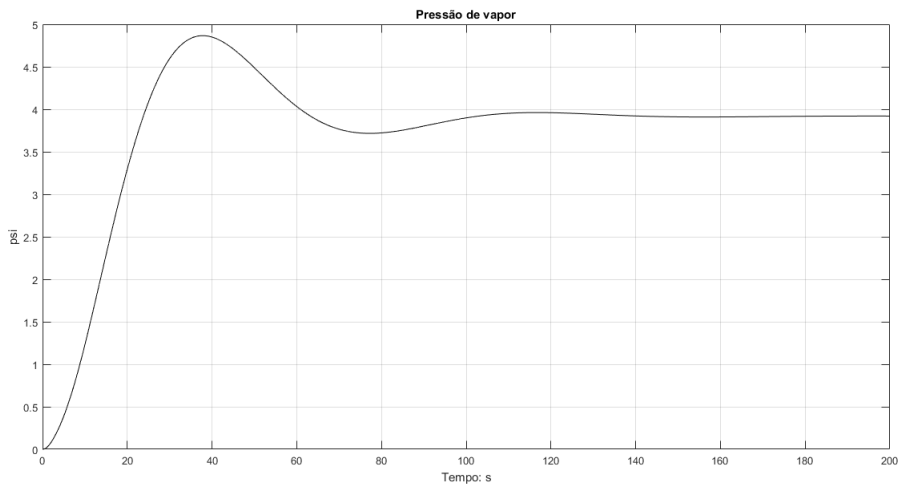


Figura A.5: Temperatura na perna quente (Variação da temperatura de água de alimentação)

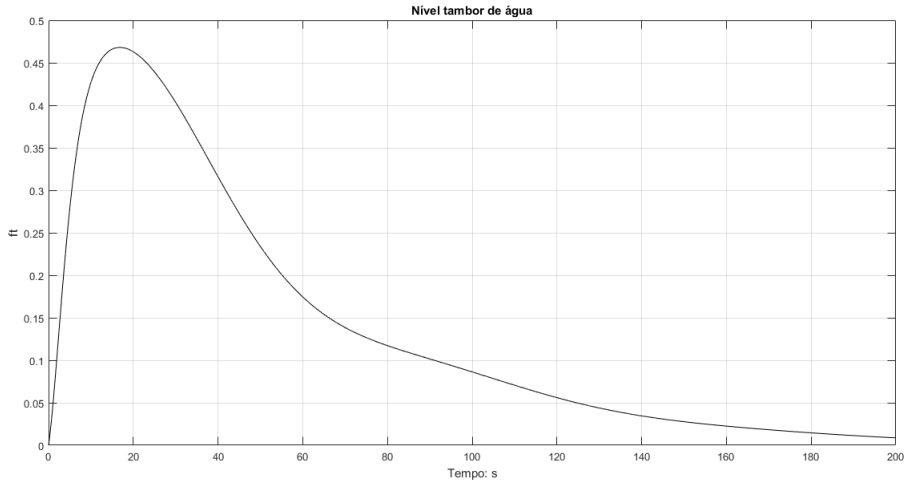


Figura A.6: Nível do gerador de vapor (Variação do coeficiente da válvula de vapor)

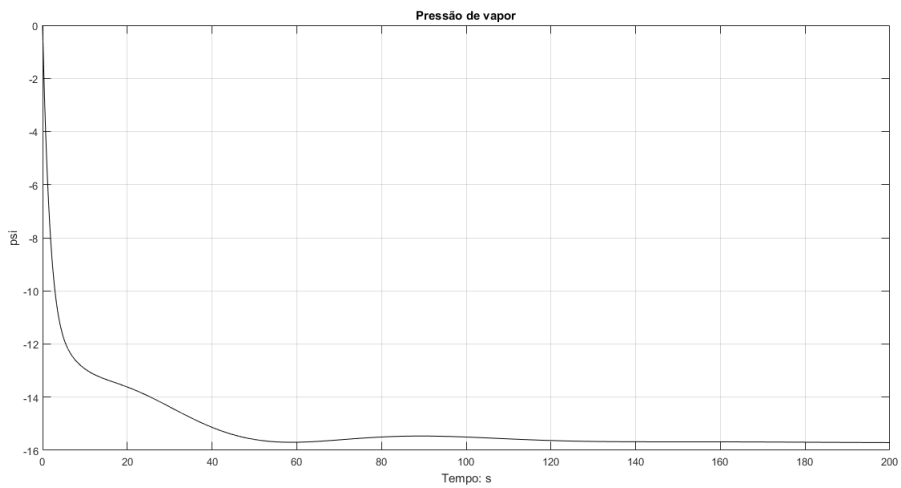


Figura A.7: Temperatura na perna quente (Variação do coeficiente da válvula de vapor)

Para testar o sistema de controle do reator, o transiente com inserção de reatividade negativa, ou seja, inserção das barras de controle em 10 cents de reatividade foi testado para comparar os resultados em [4]. As Figuras A.8, A.9 e A.10 mostram o comportamento da potência nuclear, reatividade das barras de controle e temperatura do combustível.

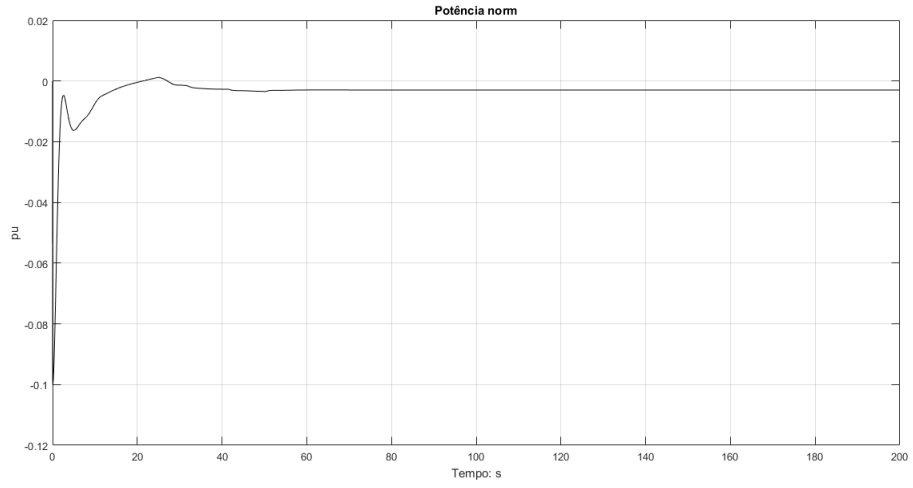


Figura A.8: Variação normalizada da potência nuclear normalizada

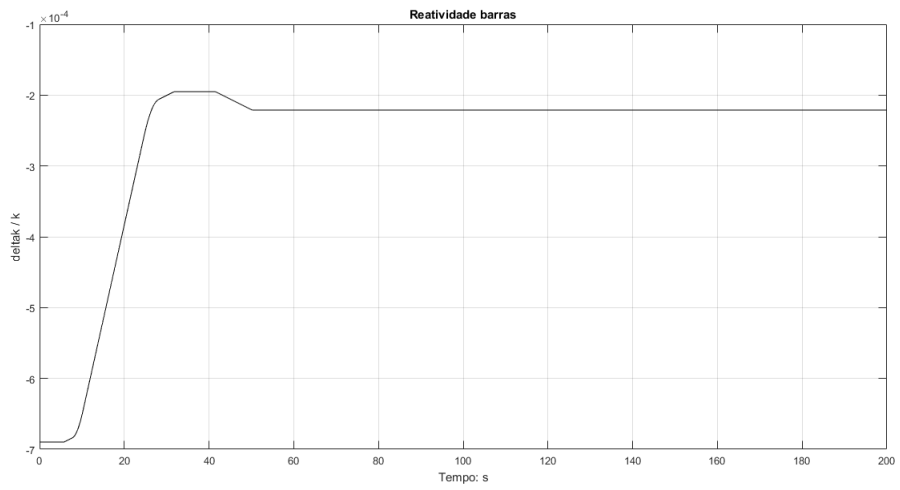


Figura A.9: Reatividade das barras de controle

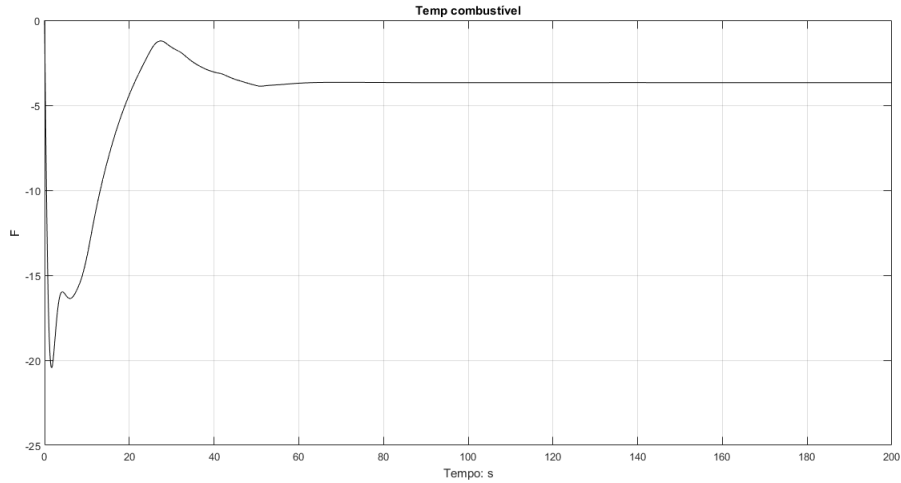


Figura A.10: Temperatura do combustível

Para testar o sistema secundário isolado do sistema primário, foi utilizado o mesmo transiente em [4] de um aumento em 10% do coeficiente da válvula de vapor principal. As Figuras A.11 e A.12 mostram o comportamento da vazão de vapor na saída da turbina de baixa pressão e da temperatura da água de alimentação em resposta a esse transiente.

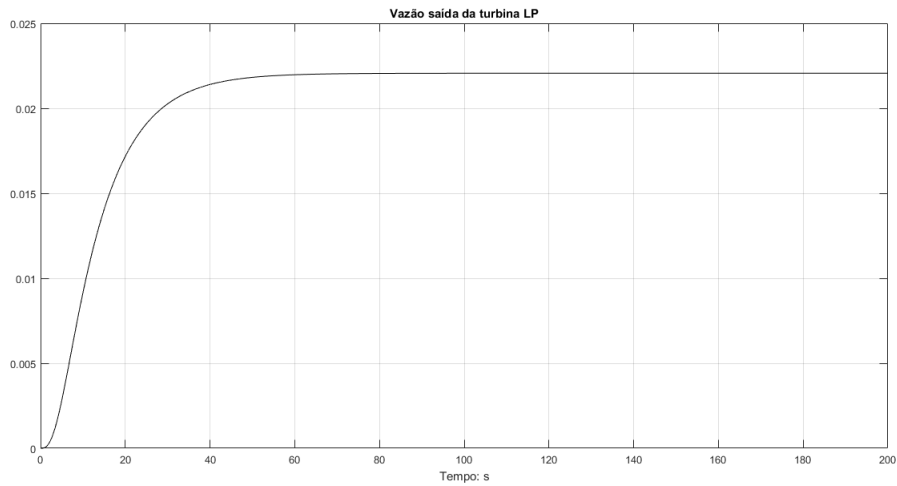


Figura A.11: Variação normalizada vazão de vapor na saída da turbina de baixa pressão

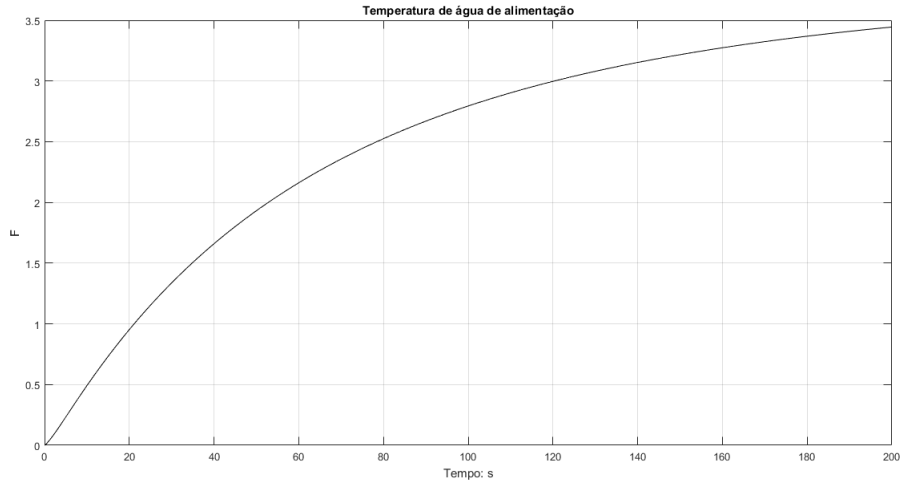


Figura A.12: Temperatura da água de alimentação

O comportamento das curvas neste trabalho é o mesmo visto nos trabalhos anteriores. Os valores de máximos, mínimos e de quando as variáveis atingem a estabilidade são diferentes, como nos testes do GV de FREELS *et al.* [4] pelo fato dos valores utilizados como parâmetros na modelagem em [4] não serem mostrados em seu trabalho. Dessa forma, os dados para o GV foram retirados de NAGHE-DOLFEIZI *et al.* [9].