

Emerson Donaisky

**Representação PWA Semi-Física para  
Reguladores de Velocidade em Sistemas de  
Geração Hidrelétrica e Controle Preditivo  
Híbrido de Carga-Frequência**

Curitiba, Paraná, Brasil

11 de Dezembro de 2015

Emerson Donaisky

# **Representação PWA Semi-Física para Reguladores de Velocidade em Sistemas de Geração Hidrelétrica e Controle Preditivo Híbrido de Carga-Frequência**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção e Sistemas da Pontifícia Universidade Católica do Paraná como requisito parcial para obtenção do título de Doutor em Engenharia de Produção e Sistemas, área de concentração em Automação e Controle de Sistemas.

Pontifícia Universidade Católica do Paraná – PUCPR

Escola Politécnica

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção e Sistemas

Orientador: Eduardo Alves Portela Santos

Coorientador: Gustavo Henrique da Costa Oliveira

Curitiba, Paraná, Brasil

11 de Dezembro de 2015

Dados da Catalogação na Publicação  
Pontifícia Universidade Católica do Paraná  
Sistema Integrado de Bibliotecas – SIBI/PUCPR  
Biblioteca Central

D674r  
2015

Donaisky, Emerson

Representação PWA semi-física para reguladores de velocidade em sistemas de geração hidrelétrica e controle preditivo híbrido de carga-frequência / Emerson Donaisky ; orientador: Eduardo Alves Portela Santos ; coorientador: Gustavo Henrique da Costa Oliveira. – 2015.

141 f. : il. ; 30 cm

Tese (doutorado) – Pontifícia Universidade Católica do Paraná, Curitiba, 2015

Bibliografia: f. 129-141

1. Sistemas de energia elétrica – Controle. 2. Usinas hidrelétricas.  
3. Controle preditivo. I. Santos, Eduardo Alves Portela. II. Oliveira, Gustavo Henrique da Costa. III. Pontifícia Universidade Católica do Paraná. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção e Sistemas. IV. Título.

CDD 22. ed. – 621.317



## TERMO DE APROVAÇÃO

### Emerson Donaisky

#### “REPRESENTAÇÃO PWA SEMI-FÍSICA PARA REGULADORES DE VELOCIDADE EM SISTEMAS DE GERAÇÃO HIDRELÉTRICA E CONTROLE PREDITIVO HÍBRIDO DE CARGA-FREQUÊNCIA”

Tese aprovada como requisito parcial para obtenção do grau de Doutor no Curso de Doutorado em Engenharia de Produção e Sistemas, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção e Sistemas, da Escola Politécnica da Pontifícia Universidade Católica do Paraná, pela seguinte banca examinadora:

Prof. Dr. Eduardo Alves Portela Santos  
(Orientador)

Prof. Dr. Gustavo Henrique da Costa Oliveira  
(Coorientador – UFPR)

Prof. Dr. Eduardo de Freitas Rocha Loures  
(Membro Interno – PUCPR)

Prof. Dr. Roberto Zanetti Freire  
(Membro Interno – PUCPR)

Prof. Dr. Humberto Xayter de Araújo  
(Membro Externo – UFBA)

Prof. Dr. Gideon Villar Leandro  
(Membro Externo – UFPR)

Curitiba, 11 de dezembro de 2015.

*À minha querida esposa,  
Gisele Sguissardi Donaisky,  
com amor.*

# Agradecimentos

Gostaria de expressar minha gratidão ao professor Gustavo Henrique da Costa Oliveira por sua orientação, incentivos e paciência, o que contribuiu para que este trabalho pudesse ser desenvolvido. Em especial, agradeço sua amizade e tempo disponibilizado durante estes anos de doutorado.

Ao meu orientador, professor Eduardo Alves Portela Santos, e aos professores Humberto Xavier de Araújo, Gideon Villar Leandro, Roberto Zanetti Freire e Eduardo de Freitas Rocha Loures, membros da banca examinadora, que com suas argumentações, opiniões e contribuições, foram extremamente relevantes para a conclusão deste trabalho.

Em especial à minha esposa, Gisele Sguissardi Donaisky, que sempre esteve ao meu lado nos momentos difíceis, por seu amor, apoio, companheirismo, incentivo e compreensão ao longo desta jornada.

Aos meus pais Ivaldo Donaisky e Terezinha Rosa Leichenakosky Donaisky, pelo apoio aos meus estudos em toda minha formação educacional, pela compreensão e carinho durante todos os anos de minha vida. Também agradeço aos meus irmãos Fabio Donaisky e Diego Donaisky pelo apoio ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

Aos meus amigos e aos colegas de trabalho, que incentivaram a realização do doutorado. Ao Rodrigo Pierozan pelas discussões sobre o equacionamento matemático desenvolvido. Ao Roberto Zanetti Freire pelo auxílio nas simulações necessárias à obtenção dos resultados. À Juliana Teodoro e ao Felipe Sobczynski Gonçalves por sua amizade, compreensão, conselhos e parceria em diversos momentos nestes anos.

À Pontifícia Universidade Católica do Paraná, em especial ao coordenador de curso, Ricardo Alexandre Diogo, que forneceram condições e suporte para a realização deste doutorado.

À Companhia Energética de Minas Gerais, Geração e Transmissão e à Agência Nacional de Energia Elétrica, pelo apoio ao desenvolvimento deste trabalho. Ao Adinã Martins Pena e ao João Antunes de Souza pelas informações técnicas relacionadas à Usina Hidroelétrica do Sistema Interligado Nacional localizada em Minas Gerais.

A todos que de alguma forma, direta ou indireta, me ajudaram e tornaram este trabalho possível.

# Resumo

Para o planejamento e a operação estável e segura do sistema elétrico de potência, é procedimento comum simular a rede elétrica em situações potencialmente críticas para a análise de seu desempenho e prevenção de problemas. Em particular, no que diz respeito a usinas hidrelétricas, a execução destas simulações requer a representação adequada dos componentes da malha de controle de velocidade das usinas. Entre os componentes presentes nesta malha de controle está o amplificador hidráulico, o qual envolve dispositivos mecânicos e hidráulicos de grandes dimensões que, intrinsecamente, possuem não-linearidades. Este amplificador hidráulico é o responsável por transformar o sinal elétrico do controlador na movimentação dos componentes da turbina hidráulica. Por outro lado, sistemas híbridos são uma classe de sistemas dinâmicos, já conhecidos na literatura, capazes de representar sistemas não-lineares. Dentre os vários sistemas híbridos já definidos na literatura, estão os sistemas afins por partes, ou *PieceWise Affine* (PWA). No que diz respeito à identificação de modelos para o amplificador hidráulico de sistemas de controle de velocidade em usinas hidrelétricas, neste trabalho propõe-se uma representação caixa cinza, ou semi-física, do amplificador hidráulico no formato de sistemas afins por partes. Esta representação é dita semi-física porque os parâmetros do modelo estão relacionados com a construção física dos componentes do amplificador hidráulico. Entre as vantagens da representação de sistemas afins por partes estão a apropriada estruturação para utilização em métodos de identificação de sistemas para estimação de seus parâmetros e a existência de técnicas avançadas de controle que utilizam esta estrutura no projeto e lei de controle, possibilitando aprimorar o desempenho do controle de carga-frequência. Neste trabalho, também deriva-se a conexão em série e realimentação de sistemas PWA e apresenta-se um pacote computacional, composto por um *software* de estimação de parâmetros para modelos semi-físicos PWA do amplificador hidráulico e uma interface de auxílio ao uso das rotinas pelo usuário. Este *software* é denominado IdentUHE. Visando validar a aplicabilidade do modelo proposto, neste trabalho, é também apresentada a utilização do controle preditivo híbrido baseado no modelo afim por partes como solução para a malha de controle de carga-frequência em usinas hidrelétricas. Resultados apresentam a estimação dos parâmetros do modelo proposto e posterior aplicação deste no controlador preditivo híbrido, aplicado ao gerador de uma usina hidrelétrica do sudeste brasileiro. Três condições de operação e o desempenho do controlador preditivo, comparado ao controlador PID, são analisados. Conclui-se que o modelo proposto para o amplificador hidráulico, com estrutura PWA, tem sua aplicabilidade validada com a utilização na estratégia de controle preditivo híbrido para a manutenção da frequência de usinas hidrelétricas.

**Palavras-chave:** controle de carga-frequência. regulador de velocidade. amplificador hidráulico. usina hidrelétrica. sistema afim por partes. controle preditivo híbrido.

# Abstract

For planning and stable and safety operation of electric power system, it is a common procedure to simulate the power grid in potentially critical situations for the analysis of its performance and prevention of problems. In particular, considering hydroelectric power plants, the execution of simulations require appropriate representation of the components of speed control loop. Among the components in this control loop is the hydraulic amplifier, which involves mechanical and hydraulic devices of large dimensions that intrinsically have nonlinearities. This hydraulic amplifier transforms the electrical signal of the controller into mechanical movement of the turbine components. On the other hand, hybrid systems are a class of dynamic systems already known in literature as able to represent nonlinear systems. Among the several hybrid systems already defined in the literature are the PieceWise Affine (PWA) systems. Regard to the model identification for hydraulic amplifier speed control systems in hydroelectric power plants, this work proposes a gray box or semi-physical representation for the hydraulic amplifier in the piecewise affine systems structure. This representation is referred as semi-physical because the model parameters are closely related to the physical construction of the hydraulic amplifier components. Among the advantages of this piecewise affine representation are the appropriate structuring for use in system identification methods, for estimating its parameters, and the existence of advanced control techniques that use this structure in controller design, thereby improving the load-frequency control performance. Also, this work derives the series and feedback connection of PWA systems and presents a computational package consisting of one parameter estimation software for semi-physical PWA models of the hydraulic amplifier and a interface to support user in the use of routines. This software is named IdentUHE. Aiming to validate the applicability of the proposed model, in this work is also presented the use of hybrid model predictive control based on the piecewise affine model as a solution for the load-frequency control loop in hydroelectric power plants. The results show the parameter estimation of the proposed model and after application of this in the hybrid predictive control, applied to the generator a hydroelectric power plant in southeastern Brazil. Three operating conditions and the performance of predictive control, compared with the PID controller, are analyzed. It is concluded that the proposed model for the hydraulic amplifier, with piecewise affine structure, has validated its applicability with the application in hybrid predictive control strategy for maintaining the frequency of hydroelectric power plants.

**Keywords:** load-frequency control. governor. hydraulic amplifier. hydroelectric power plant. piecewise affine system. hybrid predictive control.

# Lista de ilustrações

Figura 1 – Sistema Elétrico de Potência. . . . .	32
Figura 2 – Diagrama de blocos do SEP. . . . .	33
Figura 3 – Diagrama de blocos da malha de controle de velocidade. . . . .	35
Figura 4 – Resposta da frequência de um gerador com Regulador de Velocidade isócrono para uma variação de carga. . . . .	36
Figura 5 – Resposta da frequência de um gerador com Regulador de Velocidade com queda de velocidade para uma variação de carga. . . . .	37
Figura 6 – Diagrama de blocos do Regulador de Velocidade com queda de velocidade. . . . .	38
Figura 7 – Característica de resposta da frequência em relação a potência com estatismo. . . . .	39
Figura 8 – Resposta da frequência de um gerador com Regulador de Velocidade com queda de velocidade e estatismo transitório para uma variação de carga. . . . .	40
Figura 9 – Diagrama de blocos com controle secundário da frequência. . . . .	40
Figura 10 – Diagrama de blocos do amplificador hidráulico. . . . .	41
Figura 11 – Representação do amplificador hidráulico. . . . .	42
Figura 12 – Representação do amplificador hidráulico com zona morta. . . . .	42
Figura 13 – Representação do amplificador hidráulico com tempo morto e zona morta. . . . .	42
Figura 14 – Válvula Piloto. . . . .	43
Figura 15 – Válvula Distribuidora. . . . .	43
Figura 16 – Servomotor do Distribuidor. . . . .	44
Figura 17 – Representação esquemática de uma UHE. . . . .	44
Figura 18 – Diagrama de blocos linear do conjunto turbina/conduto. . . . .	45
Figura 19 – Diagrama de blocos não-linear do conjunto turbina/conduto. . . . .	46
Figura 20 – Diagrama de blocos não-linear do conjunto turbina/conduto com efeito de compressibilidade da água. . . . .	47
Figura 21 – Diagrama de blocos do gerador. . . . .	50
Figura 22 – Configuração em série. . . . .	56
Figura 23 – Configuração com realimentação. . . . .	57
Figura 24 – Rede de Petri híbrida. . . . .	58
Figura 25 – Automato híbrido. . . . .	59
Figura 26 – Equivalência entre modelos para sistemas híbridos. . . . .	60
Figura 27 – Válvula Piloto. . . . .	66
Figura 28 – Válvula Distribuidora. . . . .	68
Figura 29 – Servomotor do Distribuidor. . . . .	70
Figura 30 – Tela principal da IdentUHE. . . . .	75

Figura 31 – Detalhamento da tela principal do IdentUHE. . . . .	75
Figura 32 – Exemplo da tela principal do IdentUHE com gráficos de dados. . . . .	77
Figura 33 – Representação da Válvula Piloto no IdentUHE. . . . .	77
Figura 34 – Representação da Válvula Distribuidora no IdentUHE. . . . .	78
Figura 35 – Representação do Servomotor do Distribuidor no IdentUHE. . . . .	78
Figura 36 – Estratégia de controle preditivo. . . . .	79
Figura 37 – Diagrama de blocos da malha de controle de velocidade com perturbação de carga. . . . .	91
Figura 38 – Localização da UHE no cenário nacional. . . . .	92
Figura 39 – Usina Hidroelétrica do estudo de caso. . . . .	93
Figura 40 – Diagrama de blocos do amplificador hidráulico. . . . .	94
Figura 41 – Diagrama de blocos do conjunto microprocessado. . . . .	94
Figura 42 – Dados de saída do conjunto microprocessado. . . . .	96
Figura 43 – Dados de saída da Válvula Piloto. . . . .	96
Figura 44 – Dados de saída da Válvula Distribuidora. . . . .	97
Figura 45 – Dados de saída do Servomotor do Distribuidor. . . . .	97
Figura 46 – Saída estimada da Válvula Piloto no processo de validação. . . . .	98
Figura 47 – Saída estimada da Válvula Distribuidora no processo de validação. . . . .	99
Figura 48 – Saída estimada do Servomotor do Distribuidor no processo de validação. . . . .	99
Figura 49 – Histograma. . . . .	100
Figura 50 – Resposta do HMPC para degrau de 1% na referência. . . . .	102
Figura 51 – Resposta do PID para degrau de 1% na referência. . . . .	102
Figura 52 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para degrau de 1% na referência. . . . .	103
Figura 53 – Diagrama de blocos do controlador em situação interligada. . . . .	103
Figura 54 – Representação da perturbação de carga aplicada na UHE. . . . .	105
Figura 55 – Resposta do HMPC para desinterligação da UHE com carga remanes- cente de 75% e $K_D = 0,5$ . . . . .	106
Figura 56 – Resposta do PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e $K_D = 0,5$ . . . . .	106
Figura 57 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e $K_D = 0,5$ . . . . .	107
Figura 58 – Resposta do HMPC para desinterligação da UHE com carga remanes- cente de 75% e $K_D = 0,15$ . . . . .	107
Figura 59 – Resposta do PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e $K_D = 0,15$ . . . . .	108
Figura 60 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e $K_D = 0,15$ . . . . .	108

Figura 61 – Resposta do HMPC para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e $K_D = 1,5$ . . . . .	109
Figura 62 – Resposta do PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e $K_D = 1,5$ . . . . .	110
Figura 63 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e $K_D = 1,5$ . . . . .	110
Figura 64 – Representação da perturbação de carga aplicada na UHE. . . . .	111
Figura 65 – Resposta do HMPC para desinterligação da UHE com carga remanescente de 50% e $K_D = 0,5$ . . . . .	112
Figura 66 – Resposta do PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 50% e $K_D = 0,5$ . . . . .	113
Figura 67 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 50% e $K_D = 0,5$ . . . . .	113
Figura 68 – Representação da perturbação de carga aplicada na UHE. . . . .	114
Figura 69 – Resposta do HMPC para desinterligação da UHE com carga remanescente de 95% e $K_D = 0,5$ . . . . .	115
Figura 70 – Resposta do PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 95% e $K_D = 0,5$ . . . . .	115
Figura 71 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 95% e $K_D = 0,5$ . . . . .	116
Figura 72 – Resposta do HMPC para aumento de 1% de carga e $K_D = 0,5$ . . . . .	117
Figura 73 – Resposta do PID para aumento de 1% de carga e $K_D = 0,5$ . . . . .	118
Figura 74 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para aumento de 1% de carga e $K_D = 0,5$ . . . . .	118
Figura 75 – Resposta do HMPC para aumento de 1% de carga e $K_D = 0,15$ . . . . .	119
Figura 76 – Resposta do PID para aumento de 1% de carga e $K_D = 0,15$ . . . . .	120
Figura 77 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para aumento de 1% de carga e $K_D = 0,15$ . . . . .	120
Figura 78 – Resposta do HMPC para aumento de 1% de carga e $K_D = 1,5$ . . . . .	121
Figura 79 – Resposta do PID para aumento de 1% de carga e $K_D = 1,5$ . . . . .	121
Figura 80 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para aumento de 1% de carga e $K_D = 1,5$ . . . . .	122
Figura 81 – Resposta do HMPC para diminuição de 45% de carga e $K_D = 0,5$ . . . . .	123
Figura 82 – Resposta do PID para diminuição de 45% de carga e $K_D = 0,5$ . . . . .	123
Figura 83 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para diminuição de 45% de carga e $K_D = 0,5$ . . . . .	124
Figura 84 – Resposta do HMPC para aumento de 50% de carga e $K_D = 0,5$ . . . . .	125
Figura 85 – Resposta do PID para aumento de 50% de carga e $K_D = 0,5$ . . . . .	125

Figura 86 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para aumento de 50% de carga e  $K_D = 0,5$ . . . . . 126

# Lista de tabelas

Tabela 1 – Características dos dispositivos (GENERAL ELECTRIC COMPANY, 1987) . . . . .	50
Tabela 2 – Características da carga (IEEE TASK FORCE, 1993) . . . . .	50

# Lista de abreviaturas e siglas

ARMAX	<i>AutoRegressive Moving Average with eXogenous input</i>
CAG	Controle Automático de Geração
CCF	Controle de Carga-Frequência
CST	Controle Secundário de Tensão
DMC	<i>Dynamic Matrix Control</i>
ELC	<i>Extended Linear Complementarity</i>
GUI	<i>Graphical User Interface</i>
HVDC	<i>High-Voltage, Direct Current</i>
HMPC	<i>Hybrid Model Predictive Control</i>
IDCOM	<i>Identification and Command</i>
LC	<i>Linear Complementarity</i>
LFC	<i>Load-Frequency Control</i>
MMPS	<i>Max-Min-Plus-Scaling</i>
MSE	<i>Mean Square Error</i>
MILP	<i>Mixed Integer Linear Program</i>
MIP	<i>Mixed Integer Programming</i>
MIQP	<i>Mixed Integer Quadratic Program</i>
MLD	<i>Mixed Logical Dynamical</i>
MPC	<i>Model Predictive Controller</i>
NARMAX	<i>Nonlinear AutoRegressive Moving Average with eXogenous input</i>
ONS	Operador Nacional do Sistema Elétrico
OBF	<i>Orthonormal Basis Functions</i>
PWA	<i>Piece Wise Affine</i>

PWL	<i>Piece Wise Linear</i>
PID	Proporcional-Integral-Derivativo
RNA	Rede Neural Artificial
RAT	Regulador Automático de Tensão
RV	Regulador de Velocidade
SEP	Sistema Elétrico de Potência
SIN	Sistema Interligado Nacional
UHE	Usina Hidrelétrica

# Lista de símbolos

$a$	Área da seção transversal do conduto forçado
$A_t$	Ganho da turbina
$b_l$	Valor do <i>backlash</i> da válvula piloto
$d_b$	Valor da zona morta do servomotor do distribuidor
$D_t$	Coefficiente de amortecimento nominal da turbina
$e_p$	Estatismo permanente
$e_t$	Estatismo transitório
$f_p$	Coefficiente de perda de carga
$F$	Sistema dinâmico
$g$	Aceleração da gravidade
$G$	Abertura do distribuidor
$G_0$	Abertura do distribuidor no ponto de operação
$h$	Queda na entrada da turbina
$H$	Constante de inércia
$I$	Matriz identidade
$J$	Critério de custo
$J_m$	Momento de inércia combinado do conjunto turbina/gerador
$k$	Tempo discreto
$K_1$	Ganho da válvula piloto
$K_2$	Ganho da válvula distribuidora no sentido abertura
$K_3$	Ganho da válvula distribuidora no sentido fechamento
$K_4$	Ganho do servomotor do distribuidor no sentido abertura
$K_5$	Ganho do servomotor do distribuidor no sentido fechamento

$K_d$	Ganho derivativo
$K_i$	Ganho integral
$K_p$	Ganho proporcional
$K_D$	Coefficiente de amortecimento da carga
$l$	Comprimento do conduto forçado
$L_1$	Limites inferior de posição da válvula piloto
$L_2$	Limites superior de posição da válvula piloto
$L_3$	Limites inferior de posição da válvula distribuidora
$L_4$	Limites superior de posição da válvula distribuidora
$L_5$	Limites inferior de posição do servomotor do distribuidor
$L_6$	Limites superior de posição do servomotor do distribuidor
$m$	Número de regiões poliédricas do espaço de estados
$n$	Ordem do sistema
$N$	Quantidade de dados
$N_u$	Horizonte de controle
$N_x$	Horizonte de estados
$N_y$	Horizonte de previsão
$N_z$	Horizonte da variável auxiliar
$N_\delta$	Horizonte da variável binária
$o$	Norma
$p$	Hiperplano
$p_m$	Número de pólos do gerador
$P$	Semiespaço
$P_{mec}$	Potência mecânica
$q$	Vazão
$q_0$	Vazão no ponto de operação

$q_{nl}$	Vazão a vazio
$Q$	Matriz de ponderações na função de custo
$t$	Tempo
$T_{ace}$	Torque acelerante
$T_e$	Tempo de viagem da onda de choque
$T_{ele}$	Torque eletromagnético
$T_d$	Tempo derivativo
$T_m$	Constante de tempo da máquina
$T_{mec}$	Torque mecânico do rotor
$T_t$	Constante de tempo relacionada ao estatismo transitório
$T_w$	Tempo de inércia da água
$u$	Sinal de entrada de um sistema
$u_{min}$	Limite inferior do sinal de controle
$u_{MAX}$	Limite superior do sinal de controle
$u_{CM}$	Sinal de controle do regulador de velocidade
$V$	Vetor das variáveis associadas ao formalismo MLD
$w$	Velocidade angular elétrica do rotor
$w_m$	Velocidade angular do rotor
$w_{m0}$	Velocidade angular nominal do rotor
$w_{m1}$	Velocidade angular do rotor sem carga
$w_{m2}$	Velocidade angular do rotor com carga máxima
$x$	Vetor de estados de um sistema
$y$	Sinal de saída de um sistema
$y_{CM}$	Sinal de saída do conjunto microprocessado
$y_{DIS}$	Sinal de saída do servomotor do distribuidor
$y_{VD}$	Sinal de saída da válvula distribuidora

$y_{VP}$	Sinal de saída da válvula piloto
$z$	Variável auxiliar
$Z$	Conjunto de dados
$Z_0$	Impedância do conduto forçado
$\gamma$	Variável de folga
$\Gamma$	Vetor de variáveis de folga
$\delta$	Variável binária
$\Delta t$	Período de amostragem
$\Delta u$	Variação no sinal de controle
$\Delta w$	Desvio da velocidade da turbina em relação a nominal
$\epsilon$	Valor pequeno, tipicamente a precisão do computador
$\theta$	Parâmetros do sistema
$\lambda$	Ponderação do esforço de controle dentro do horizonte de controle
$\mu$	Ponderação do erro dentro do horizonte de previsão
$\Omega$	Região poliédrica do espaço de estados
$\ell$	Função não negativa
$\hat{y}$	Previsão do sinal de saída
$A_i, B_i, f_i, C_i, D_i, g_i, H_i$	Matrizes da representação afim por partes

# Sumário

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>20</b>
1.1	Controle de Carga-Frequência	22
1.2	Representação da Malha de Controle de Carga-Frequência	24
1.3	Problematização e Justificativa	27
1.4	Objetivos	29
1.4.1	Objetivos Específicos	30
1.5	Estrutura da Tese	30
<b>2</b>	<b>SISTEMA ELÉTRICO DE POTÊNCIA – SEP</b>	<b>32</b>
2.1	Controlador	35
2.1.1	Regulador Isócrono	36
2.1.2	Regulador com Queda de Velocidade	37
2.1.3	Regulador com Queda de Velocidade e Estatismo Transitório	38
2.1.4	Controle Automático de Geração	39
2.2	Amplificador Hidráulico	40
2.3	Turbina/Conduto	44
2.4	Gerador/Carga	47
2.5	Comentários sobre o Capítulo	51
<b>3</b>	<b>SISTEMAS AFINS POR PARTES – PWA</b>	<b>52</b>
3.1	Definição	53
3.1.1	Exemplo 1	54
3.1.2	Exemplo 2	54
3.2	Operações Entre Modelos PWA	55
3.2.1	Configuração em Série	55
3.2.1.1	Exemplo	56
3.2.2	Configuração com Realimentação	57
3.2.2.1	Exemplo	57
3.3	Conversão Entre Modelos	58
3.3.1	Conversão de PWA para MLD	61
3.3.1.1	Exemplo	62
3.4	Modelo com Estrutura PWA Proposto para o Amplificador Hidráulico	65
3.4.1	Válvula Piloto	65
3.4.2	Válvula Distribuidora	68
3.4.3	Servomotor do Distribuidor	70
3.5	Estimação de Parâmetros do Amplificador Hidráulico	73

3.6	<b>Software IdentUHE</b> . . . . .	74
3.7	<b>Comentários sobre o Capítulo</b> . . . . .	76
4	<b>CONTROLE PREDITIVO BASEADO EM MODELO HÍBRIDO</b> . .	79
4.1	<b>O Algoritmo MPC e a lei de controle HMPC-PWA</b> . . . . .	81
4.2	<b>O Algoritmo MPC e a lei de controle HMPC-MLD</b> . . . . .	83
4.2.1	Controle Preditivo como um Problema de Programação Inteira Mista . . .	84
4.3	<b>Comentários sobre o Capítulo</b> . . . . .	89
5	<b>RESULTADOS</b> . . . . .	91
5.1	<b>Descrição da UHE</b> . . . . .	92
5.2	<b>Estimação de Parâmetros do Modelo</b> . . . . .	94
5.3	<b>Controle de Velocidade</b> . . . . .	100
5.3.1	Resposta ao Degrau . . . . .	101
5.3.2	Desinterligação da UHE . . . . .	103
5.3.2.1	Desinteligação da UHE com Manutenção da Carga e da Geração . . . . .	104
5.3.2.2	Desinteligação da UHE com Diminuição da Carga e da Geração . . . . .	111
5.3.2.3	Desinteligação da UHE com Aumento da Carga e da Geração . . . . .	112
5.3.3	Rejeição de Carga . . . . .	116
5.3.3.1	Pequena Alteração de Carga . . . . .	117
5.3.3.2	Diminuição de Carga . . . . .	122
5.3.3.3	Aumento de Carga . . . . .	122
5.4	<b>Comentários sobre o Capítulo</b> . . . . .	124
6	<b>CONCLUSÃO</b> . . . . .	127
	<b>REFERÊNCIAS</b> . . . . .	129

# 1 Introdução

A geração de energia elétrica e a eficiência energética têm sido um assunto de grande repercussão nas últimas décadas em todo o mundo. No contexto nacional, o principal motivo é a previsão do aumento da demanda em estudos realizados pelo setor no país que, para os próximos dez anos, está em torno de 50% (EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA, 2015b). Por outro lado, a geração de energia elétrica por hidrelétricas corresponde a 70% da capacidade instalada de geração elétrica no Brasil (EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA, 2015a) o que constitui atualmente um aproveitamento de apenas 50% do potencial hidrelétrico brasileiro, que é estimado em aproximadamente 250.000 MW (ELETROBRÁS, 2015; AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA, 2015). Este potencial representa cerca de 20% das reservas hídricas superficiais da terra e é considerado o maior do planeta (FREITAS; SOITO, 2008). Portanto, existe o interesse em analisar a geração elétrica através de Usinas Hidrelétricas (UHEs) e aprimorar seu desempenho, devido a sua grande presença no cenário nacional no Sistema Elétrico de Potência (SEP), ou Sistema Interligado Nacional (SIN), como este é conhecido nacionalmente.

Em situações normais de operação numa usina, ou seja, quando está operando em regime, o objetivo é manter a tensão e a frequência nos valores nominais determinados pelo Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS), em um nível de confiabilidade alto, atendendo a demanda de carga do SIN. Esta é entendida como estabilidade do SEP, que pode também ser definida como a propriedade de se recuperar após ter sido submetido a uma perturbação, inicialmente em uma dada condição de operação, a qual pode ocorrer devido a diversos fatores, e manter os valores nominais de tensão e frequência em todo o SIN (KUNDUR *et al.*, 2004).

A estabilidade do SEP é influenciada por diversos fatores, os quais são classificados de acordo com o tamanho, a natureza física e o período de tempo das perturbações aplicadas ao SEP (MACHOWSKI; BIALEK; BUMBY, 2008; BEVRANI, 2009). Esta estabilidade divide-se em três classes, a saber, estabilidade angular, estabilidade de tensão e estabilidade de frequência (KUNDUR *et al.*, 2004; BEVRANI, 2009), cujas classificações surgiram devido à interligação do sistema para atender a demanda crescente e tem se tornado cada vez mais importantes para o controle do SEP (ou SIN).

A estabilidade angular está relacionada ao sincronismo das máquinas síncronas presentes no SIN e é dividida em subclasses de pequenas perturbações ou estabilidade transitória, relacionadas, respectivamente, com a capacidade do SEP em manter o sincronismo sob pequenas perturbações (geralmente associado ao amortecimento insuficiente das oscilações) ou perturbações severas (como um curto-circuito em uma linha de transmis-

são) (KUNDUR *et al.*, 2004). Caso ocorra uma perturbação no SIN, as máquinas devem permanecer em sincronismo. Se ocorrer um aumento das oscilações de ângulo do rotor de um ou mais geradores síncronos, pode haver uma grande defasagem deste ângulo com o ângulo dos demais geradores do SIN e pode levar a perda de sincronismo destes, causando a instabilidade do SEP.

A estabilidade de tensão está relacionada à capacidade de manter as tensões, em todos os barramentos do SIN, constantes, mesmo após ter sido submetido a uma perturbação, considerando uma condição inicial de funcionamento. Essa depende da capacidade de manter ou restaurar o equilíbrio entre a demanda e a carga do SEP. Pode ser dividida em perturbações de curto ou longo prazo envolvendo, respectivamente, dinâmicas de componentes de rápida atuação, como cargas controladas eletronicamente e conversores HVDC (*High-Voltage, Direct Current*) ou equipamentos de atuação mais lenta, tais como transformadores com *tap* variável (alternância de cargas) e limitadores de corrente nos geradores (KUNDUR *et al.*, 2004). Uma possível instabilidade de tensão pode estar relacionada, por exemplo, à perda de carga repentina em uma área do SIN.

A estabilidade de frequência esta relacionada à manutenção da frequência do SIN quando este for submetido a um distúrbio, resultando em um desequilíbrio entre a geração e a demanda de carga. Essa depende da capacidade de manter ou restaurar o equilíbrio entre a produção e a carga do SEP, com mínima perda de carga não intencional. Pode ser dividida em perturbações de curto ou longo prazo envolvendo, respectivamente, dinâmicas de componentes de rápida atuação, como o disparo de sistemas de proteção dos geradores, ou lenta atuação, como correção da velocidade dos geradores (KUNDUR *et al.*, 2004). A instabilidade de frequência resultante ocorre sob a forma de oscilações sustentadas na frequência do gerador, que podem levar ao desacoplamento com as cargas.

Portanto, para o SEP se manter estável, é necessário que os geradores de uma usina forneçam a potência requerida pela carga, ou seja, a geração deve atender a demanda, em diversos pontos de operação, mantendo o paralelismo dos ângulos dos rotores entre os geradores do SIN e mantendo tensão e frequência em seus valores nominais. A estabilidade deve ser garantida tanto em condições normais de operação quanto quando a usina seja submetida a perturbações severas, operando em condição interligada, isolada, a vazio, ou ainda em condição de alternância entre estes estados (OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO, 2015b; OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO, 2015c). O ilhamento da usina pode ocorrer devido a uma operação do ONS (ou órgão similar em outros países) ou por um dispositivo de proteção, como são os casos relatados em Atputharajah e Saha (2009), Hines, Apt e Talukdar (2009), Vleuten e Legendijk (2010), Anagnostatos *et al.* (2013), Bo *et al.* (2015) e Operador Nacional do Sistema Elétrico (2015a), ou seja, os geradores da usina não têm condição de atender a demanda de carga então a carga é desconectada parcial ou totalmente do gerador e, nesta situação, a dinâmica

do sistema tem uma alteração brusca, do qual é exigido que mantenha tensão e frequência constantes mesmo com a tendência da velocidade do gerador aumentar demasiadamente.

Assim sendo, diversos controladores em diversos níveis de atuação na usina elétrica são solicitados para manter ou restaurar a estabilidade do SEP (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994; ALMEIDA, 2004). Estão presentes o Regulador Automático de Tensão (RAT), controlador primário cujo objetivo é manter a tensão terminal da máquina igual ao valor definido pelo Controle Secundário de Tensão (CST), o qual regula a tensão entregue ao sistema de transmissão do SEP, o Regulador Automático de Velocidade (ou apenas Regulador de Velocidade - RV), controle do sistema de regulação primária, responsável por adaptar a velocidade do conjunto turbina/gerador às variações de carga e o Controle Automático de Geração (CAG), controle secundário de velocidade que tem como objetivo restabelecer o valor frequência nominal, pois a atuação do controle primário normalmente resulta na manutenção da frequência fora de seu valor nominal (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994; MACHOWSKI; BIALEK; BUMBY, 2008; BEVRANI, 2009; PELACINI, 2015), além de regular o intercâmbio de potência entre as áreas do SEP quando o gerador estiver interligado ao SIN (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994; PANDEY; MOHANTY; KISHOR, 2013). O CAG pode também ser denominado como Controle de Carga-Frequência (CCF), ou *Load-Frequency Control* (LFC), em algumas classes de UHEs.

## 1.1 Controle de Carga-Frequência

O SEP é composto por unidades geradoras, que tem como função a geração de energia elétrica, a transmissão desta ao longo do SIN e a distribuição conforme a demanda de carga pelos consumidores, que podem variar em função do horário e da região consumidora.

Devido à natureza cíclica e aleatória (em função do horário, dia da semana, mês, etc.) da carga no SIN e pela interligação com diversas unidades geradoras, as quais causam alterações no tamanho e na complexidade do SEP, diversos fenômenos relacionados, como a instabilidade do sistema, podem ocorrer, porém a frequência do SEP é um importante indicador do equilíbrio entre geração e a demanda de carga, segundo Bevrani (2009), e a manutenção dela em seu valor nominal é fundamental para a estabilidade do SEP.

Desta maneira, para que a frequência da unidade geradora seja mantida em seu valor nominal, ou seja, o balanço de potência ativa gerada pelas máquinas síncronas da unidade geradora e a demandada pelas cargas seja adequado, uma operação constante de correção da frequência visando manter este equilíbrio deve ser realizado. No SEP, o CCF é o responsável por esta operação (PANDEY; MOHANTY; KISHOR, 2013), com o objetivo da manutenção da frequência na unidade geradora, permitindo assim a sua operação estável, ou seja, mantendo a frequência em seu valor nominal, e será objeto de

estudos neste trabalho.

Historicamente diversos tipos de controladores são aplicados na malha de CCF, percorrendo desde técnicas clássicas de controle até estratégias avançadas que utilizam modelos complexos do sistema para a manutenção da frequência na rede, as quais vêm sendo relatadas na literatura a partir da década de 60. O artigo de Hovey (1962) foi um dos primeiros trabalhos a tratar do assunto, onde se apresenta um controlador puramente mecânico para regular a abertura do distribuidor em uma UHE, responsável por determinar a quantidade de água que entra na turbina e, conseqüentemente, regular a sua velocidade. O controlador apresentado é conhecido como governador centrífugo (ou *flyball governor*) e seu ajuste foi feito alterando a constante de tempo da válvula presente no RV. Este RV é o responsável pela manutenção da frequência entregue ao SEP pela UHE na malha de CCF.

No final da década de 1980 e nas décadas de 1990 e 2000, controladores eletromecânicos ou eletro-hidromecânicos do tipo Proporcional-Integral-Derivativo (PID) aplicados no RV começaram a ser utilizados, como apresentado nos trabalhos de Sanathanan (1988) e Wozniak (1990). Ambos trabalhos abordam a sintonia do controlador com base em comparações com modelos de referência para a resposta do sistema em malha fechada, considerando-se a aplicação em uma turbina única. Já em Jones (1999), é realizada a sintonia de um controlador PID multivariável para aplicação em duas turbinas da UHE de Dinorwing, País de Gales. Em Jones *et al.* (2004), são propostas diretrizes para a sintonia do controlador com base nas respostas transitória e permanente de uma UHE, quando submetida a diversos tipos de perturbações na potência elétrica. Em Natarajan (2005), apresenta-se uma metodologia de projeto do controlador PID para que seja robusto a alterações nos pontos de operação, devido ao aumento ou diminuição de carga no sistema. Já em Khodabakhshian e Edrisi (2008) e Andrade *et al.* (2008), são apresentados resultados de sintonia de controladores PID através de métodos tradicionais como o método de Ziegler e Nichols (1942) e o lugar das raízes, no diagrama de Nichols.

A partir de meados da década de 1990, começaram a surgir propostas de controle avançado em substituição às estratégias clássicas de controle aplicados no RV, sendo Ning, Jie e Jicheng (1994) um dos primeiros trabalhos a apresentar esta ideia. No trabalho é proposto um controlador neural adaptativo para o controle da frequência de uma turbina hidráulica. Os trabalhos de Bourles, Colledani e Houry (1997), Watanabe (2002), Sun *et al.* (2000) e Lu *et al.* (2004) apresentam aplicações de controle robusto no RV para uma ou mais usinas interligadas em uma rede, enquanto que Siljak, Stipanovic e Zecevic (2002) apresentam o projeto de controle robusto baseado em desigualdades lineares matriciais aplicado a um sistema multi-máquinas. Aspectos da aplicação de controle robusto no RV também são discutidos em Eker e Tumay (2002), Eker (2004a), Eker (2004b) e Eker (2004c). Já em Jones e Mansoor (2004), é apresentada uma estratégia de controle antecipativo baseado no modelo da UHE para manter sua frequência, na presença de alterações de

carga, quando interligada à rede. Em Yongling *et al.* (2012), um controle de rejeição de perturbações ativo foi proposto, o qual tem como base a estratégia de controle PID para sua definição. Em Liu, Li e Huang (2012) e Wen-Lei (2012), são apresentados controladores robustos não-lineares, considerando que o modelo da malha de controle é não-linear. Mais recentemente, em Pelacini *et al.* (2014) e Pelacini (2015), é apresentada a aplicação de estratégia de controle robusto com norma  $H_\infty$  para o CCF, já em Donaisky *et al.* (2015), é apresentada uma estratégia de controle preditivo aplicada no RV para a manutenção da frequência através de um estudo de caso considerando uma UHE de 140 MVA do sudeste brasileiro.

## 1.2 Representação da Malha de Controle de Carga-Frequência

Quando um SEP é submetido a uma perturbação, de qualquer natureza, o seu ponto de operação nominal se altera, resultando em um desvio na frequência entregue ao SIN pela unidade geradora. Para o restabelecimento desta ao seu valor nominal, o CCF entra em operação.

É bem conhecido que para o projeto de controladores que possam ser aplicados na malha de CCF existe a necessidade da representação adequada, através de modelos, dos componentes presentes nesta malha. Com base nestes modelos é possível realizar o planejamento e a operação segura do SEP.

Com estes modelos matemáticos para a malha de controle presente em UHEs, é possível realizar a parametrização apropriada dos controladores, além de ser uma ferramenta para utilização em ambientes de simulação, o qual possibilita a análise de desempenho e estabilidade do sistema. Isto pode trazer melhorias relativas à estabilidade do sistema tanto em condição interligada, sob perturbações, quanto em operação isolada, ou ainda operando a vazio. O resultado é a manutenção da qualidade de energia e do perfil da frequência para o SEP.

Essa malha de controle envolve diversos componentes que manipulam a frequência do gerador em função do sinal de controle resultante do CCF. Estes componentes são responsáveis por transformar o sinal de saída do controlador na admissão da fonte primária de energia que irá movimentar o gerador elétrico. Em uma UHE, os componentes que podem estar presentes no mecanismo de controle de velocidade, ou CCF, são válvulas, servomotores, filtros, transdutores, distribuidor e suas aletas (regula a vazão de água), conduto (tubulação que conduz a água), turbina, gerador e carga (IEEE... , 2011).

Para cada um dos componentes presentes nesta malha de CCF de UHEs existe um ou mais modelos matemáticos que podem representá-los. Entretanto, a modelagem destes componentes podem ser dividida em três grupos, denominados de amplificador hidráulico, conjunto turbina/conduto e conjunto gerador/carga.

Alguns modelos para o conjunto turbina/conduto são apresentados em IEEE Working Group Report (1992), Kishor, Saini e Singh (2007) e Munoz-Hernandez, Mansoor e Jones (2013), como modelos lineares, entretanto podem ter suas características alteradas em função do seu ponto de operação, além de modelos não-lineares que independem do ponto de operação. O conjunto gerador/carga é representado por um modelo linear de primeira ordem quando aplicado a estudos de controle da velocidade da turbina (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994; MUNOZ-HERNANDEZ; MANSOOR; JONES, 2013). Já o amplificador hidráulico é composto normalmente por uma ou duas válvulas que acionam um servomotor, responsável pela abertura do distribuidor. A quantidade de válvulas a ser utilizada depende das dimensões da UHE.

Embora existam diversos modelos matemáticos para os três grupos de componentes presentes na malha de CCF de UHEs, devido às grandes massas da coluna de água, que percorre o conduto, da turbina e do gerador, suas dinâmicas são mais lentas que as presentes no amplificador hidráulico, além de poderem ser representados, próximo de um ponto de operação, por modelos lineares simples (KISHOR; SAINI; SINGH, 2007).

Já o amplificador hidráulico envolve dispositivos eletromecânicos e eletro-hidráulicos de grandes dimensões que, intrinsecamente, possuem folgas e não-linearidades. Não considerar estas não-linearidades, que se apresentam na forma de zona morta, *backlash*, limites e variações nas velocidades dos atuadores, e as incertezas intrínsecas aos valores dos parâmetros dos mecanismos de atuação, pode deteriorar o desempenho real do sistema de CCF em relação ao planejado, causando até instabilidade. Estes fatos vêm sendo relatados na literatura desde a década de 50 e são discutidos a seguir.

O artigo de Concordia, Kirchmayer e Szymanski (1957) foi um dos primeiros trabalhos a citar a influência da não-linearidade do tipo *backlash* presente no controle de velocidade em usinas elétricas e a descrever a presença de oscilações não amortecidas na frequência da máquina oriundas destas não-linearidades.

Na década de 1970, Ramey e Skooglund (1970) apresentaram modelos detalhados do atuador hidráulico e do controlador para estudo de estabilidade de sistemas de potência. Nestes modelos, limites de velocidade estão presentes nas válvulas atuadoras e limites de curso no servomotor (ou na abertura do distribuidor). Também apresentou-se uma modelagem matemática destes componentes hidráulicos chegando em um modelo simplificado de segunda ordem para representação do amplificador hidráulico. O IEEE Committee Report (1973) também apresentou modelos para sistemas de controle de velocidade em usinas elétricas, incluindo a malha hidráulica e suas não-linearidades que estão definidas na forma de limites em suas variáveis. Mais tarde, Kundur e Bayne (1975) exploraram o efeito das válvulas em amplificadores hidráulicos no controle de velocidade e na estabilidade do sistema elétrico. Para tanto, descreveram as válvulas envolvidas contendo limitações de velocidade e posição, atrasos e *backlash*. Além disso, indicaram tempos diferentes para a

abertura e fechamento destas válvulas, ou seja, velocidades máximas diferentes. Através de estudos de simulação, concluiu-se que a representação adequada das válvulas pode reduzir as oscilações de ângulo do rotor.

No final dos anos 1970 e na década de 1980, as oscilações sustentadas antes observadas foram associadas ao fenômeno de ciclo limite gerado por não-linearidades tipo *backlash*, introduzidas na representação da malha hidráulica. Neste sentido, Wu e Dea (1978) descreveram uma análise da sensibilidade dos parâmetros de um sistema de controle de velocidade em uma área isolada. A motivação foi a constatação de oscilações sustentadas de baixa frequência na frequência da máquina devido ao ciclo limite gerado pela não-linearidade do tipo *backlash*. Já Taylor, Lee e Dave (1979) analisaram os efeitos do *backlash*, presente na malha hidráulica, no desempenho do controlador de carga-frequência em UHEs. Apesar de reconhecer a presença destas não-linearidades, esse estudo concluiu que em condições normais de operação seus efeitos são pequenos. Os autores Pantalone e Piegza (1981) utilizaram funções descritivas para prever ciclos limite de baixa frequência, gerados pelas não-linearidades do tipo *backlash*, em sistemas de potência com uma área. Os autores Tripathy, Hope e Malik (1982) descreveram as dinâmicas naturalmente não-lineares das válvulas do atuador hidráulico e estudaram os efeitos destas não-linearidades do tipo *backlash* no CCF em usinas termoeletricas. Enfatizaram que estas não-linearidades possuem um efeito significativo no desempenho dinâmico do sistema de CCF, podendo até causar instabilidade. Finalmente, em Chang *et al.* (1986) foi descrito um método para prever e analisar as oscilações sustentadas tipo ciclo limite, geradas devido ao *backlash*, no sistema de controle de velocidade em máquinas de UHEs e no controle automático de geração.

Também a partir dos anos 2000, continuou-se o estudo da correlação entre as não-linearidades da malha hidráulica e o desempenho dos sistemas de controle em usinas. Por exemplo, em Strah, Kuljaca e Vukic (2005), descreveu-se um estudo para síntese de sistemas de controle de velocidade e potência através da linearização do modelo não-linear do amplificador hidráulico, que contém saturações, zona morta, atrasos de transporte, dentre outras. Os autores Pico e McCalley (2011) apresentaram uma modelagem detalhada das não-linearidades do atuador hidráulico e uma discussão das principais estratégias para o controle de velocidade em turbinas hidráulicas e seu desempenho na presença destas não-linearidades. A degradação da resposta do sistema em malha fechada foi ilustrada através de estudos de caso que podem auxiliar o entendimento de problemas encontrados em casos reais. Em Tsay (2011), realizou-se a análise de um sistema interligado, com modelos não-lineares do tipo *backlash* na malha hidráulica. Os resultados mostraram que estas não-linearidades tendem a produzir oscilações sustentadas na frequência e, como consequência, propôs um método para seleção de parâmetros do controlador visando tornar os níveis de oscilação aceitáveis. Mais recentemente, em Pico *et al.* (2015), descreveu-se o projeto de um controlador robusto para turbinas acopladas onde as não-linearidades do amplificador hidráulico, do tipo zona morta e saturação, são representadas por um sistema

com parâmetros incertos para fins de projeto. Já em Donaisky *et al.* (2015) e Donaisky *et al.* (2015) é proposta a modelagem da malha hidráulica do RV através de uma estrutura de representação de sistemas denominada PWA (do inglês *Piecewise Affine* ou Afim por Partes).

### 1.3 Problematização e Justificativa

Para a obtenção dos parâmetros de um modelo é necessário primeiramente definir uma estrutura e posteriormente, com dados coletados em campo ou através de simulações, determiná-los utilizando métodos de identificação de sistemas. Estes métodos de identificação de sistemas podem ser divididos em três grandes classes, denominadas de caixa branca, caixa preta e caixa cinza.

A identificação de um modelo caixa branca equivale a dizer que são utilizadas apenas as leis da física e relações matemáticas para descrever um modelo de um processo, por exemplo, através das equações de Newton. Embora possa-se obter modelos precisos para representação dos processos através desta metodologia, em muitos casos, devido a sua natureza, a obtenção de modelos torna-se excessivamente complexa.

Na identificação de um modelo caixa preta não são necessários conhecimentos *a priori* das dinâmicas de um processo, bastando apenas coletar dados com informações das entradas aplicadas ao processo e suas respectivas saídas e, posteriormente, utilizar uma estrutura padrão para representação de sistemas, como funções de transferência, estrutura ARMAX (*AutoRegressive Moving Average with eXogenous input*) e espaço de estados, no caso da representação de sistemas lineares (LJUNG, 1999), ou estrutura NARMAX (*Nonlinear AutoRegressive Moving Average with eXogenous input*) e Redes Neurais Artificiais (RNAs) para sistemas não-lineares (BILLINGS, 2013).

Já para identificação de um modelo caixa cinza, são unidas as estratégias caixa branca e caixa preta, possibilitando a determinação de uma estrutura com base nos conhecimentos das dinâmicas dos processos através das leis da física e a utilização de uma técnica de otimização para obtenção dos parâmetros destas estruturas, considerando os dados de entrada e de saída do processo.

Os trabalhos citados anteriormente discutem e apresentam resultados da modelagem do regulador de velocidade aplicado no CCF, cujos componentes presentes nesta malha de controle são geralmente modelados por estruturas de sistemas dinâmicos contínuos e, para o amplificador hidráulico, são adicionadas não-linearidades do tipo *backlash*, zona morta e saturação. Embora possam ser obtidos resultados satisfatórios para a representação destes componentes em ambientes de simulação para fins de projeto e análise, essa modelagem com as estruturas propostas ainda não está totalmente adequada para obtenção de seus parâmetros através de dados coletados em campo.

Percebe-se uma grande influência de não-linearidades no amplificador hidráulico que podem causar oscilações sustentadas, tipo ciclo limite, na frequência do gerador. Assim sendo, é importante representá-las de forma adequada em ambientes de simulação para a correta análise de suas influências na estabilidade do SEP.

Portanto, a seleção de modelos com estruturas lineares não é fidedigna na representação do amplificador hidráulico para análise da influência destas oscilações sustentadas no CCF de uma UHE. Além disto, mesmo quando utilizados métodos de identificação de sistemas não-lineares, as estruturas não-lineares, por exemplo *backlash* e saturação, são geralmente aproximadas por funções contínuas padrões, como é o caso quando utilizados modelos NARMAX, Séries de Volterra, modelos *block-oriented* (Hammerstein–Wiener), RNAs, entre outros (que podem ser vistos com mais detalhes em Billings (1980) e Billings (2013)), os quais modelam apenas de forma aproximada a dinâmica desses componentes não-lineares.

Desta maneira, neste trabalho, tem-se a proposta de uma nova parametrização destes modelos não-lineares da malha hidráulica do RV com base em sistemas Afim por Partes ou PWA (do inglês *Piecewise Affine Systems*), customizada para os componentes do amplificador hidráulico do sistema de CCF em uma UHE, utilizando a metodologia de identificação caixa cinza, também conhecida como semi-física. Com base no conhecimento da estrutura do modelo, ou seja, das equações matemáticas que representam cada componente presente no amplificador hidráulico, são determinados os parâmetros que descrevem sua dinâmica.

Sistemas PWA são uma classe de sistemas híbridos chaveados, ou seja, sistemas que têm uma relação entre sistemas dinâmicos (regidos pelo tempo) e sistemas a eventos discretos (regidos por eventos lógicos). Esta representação é especialmente adequada para o amplificador hidráulico devido à presença de não-linearidades do tipo saturação, zona morta, entre outras, na malha de CCF de UHEs, as quais apresentam características de chaveamento e podem, portanto, ser modeladas na estrutura PWA.

Em particular, a representação proposta neste trabalho abre um novo caminho para a estimação dos parâmetros do amplificador hidráulico com dados de medições reais, pois é elaborada uma metodologia que possibilita a obtenção de modelos com estrutura PWA para cada um dos componentes presentes no amplificador hidráulico de forma independente, ou seja, são propostos modelos para as válvulas presentes e para o servomotor do distribuidor, considerando suas não-linearidades, que podem levar a análise das oscilações sustentadas da frequência na malha de CCF. Além disto, a metodologia considera que os dados podem ser medidos em cada componente do amplificador hidráulico, possibilitando um modelo mais preciso no conjunto total do amplificador hidráulico.

Por outro lado, percebe-se também que o projeto de controladores para a malha de controle de velocidade de turbinas hidráulicas, presentes em UHEs, ainda não teve

todo seu potencial explorado, visto que para o seu projeto são necessários modelos dos componentes presentes nesta malha de CCF.

Como na grande maioria dos trabalhos anteriores foram utilizados controladores do tipo PID ou controladores robustos, pela sua característica de projeto em aplicações de CCF, que toma como base um determinado ponto de operação e posteriormente diminui seu desempenho para atender de forma estável também outros pontos de operação, estes apresentam um desempenho de controle sub-ótimo.

Dessa forma, considerar o modelo com estrutura PWA para o amplificador hidráulico na malha de controle de velocidade no projeto de uma lei de controle e sua sintonia, possibilita aprimorar seu desempenho para diversos pontos de operação.

Uma das formas de aprimorar o desempenho do controlador para o RV é incluir o modelo mais preciso possível do processo nos cálculos internos da lei de controle, como o modelo proposto com estrutura PWA. Diante disso, uma das leis de controle bem estabelecida na utilização de modelos PWA para o cálculo do sinal de controle e bastante promissora para a aplicação no CCF é o Controle Preditivo baseado em Modelo (MPC - do inglês *Model Predictive Controller*) (BEMPORAD; MORARI, 1999; CAMACHO *et al.*, 2010; BORRELLI; BEMPORAD; MORARI, 2015). Esta lei de controle, que teve origem na década de 1970 (RICHALET *et al.*, 1978; CUTLER; RAMAKER, 1980), utiliza o modelo do processo em uma equação de previsão e tenta otimizar o sinal de controle, na presença de perturbações, dentro de um horizonte de previsão para um determinado tempo futuro. Ainda, quando este controlador MPC utiliza modelos com estrutura PWA, ou outras estruturas equivalentes, para a previsão, este é denominado MPC híbrido.

Portanto, neste trabalho é também proposto o projeto de um controlador MPC híbrido com base no modelo detalhado com estrutura PWA para a malha de controle de velocidade de uma turbina hidráulica, visando validar a aplicabilidade da modelagem proposta para o amplificador hidráulico.

## 1.4 Objetivos

O objetivo deste trabalho é descrever o comportamento da malha de controle de velocidade, parte da malha de CCF, para uma turbina hidráulica, presente em uma UHE, através de modelos não-lineares que permitam analisar seu desempenho em situações de transição entre regime normal de operação e quando submetidos a perturbações de carga e assim realizar o projeto de uma estratégia de controle preditivo que consiga regular a geração de energia com desempenho adequado em diferentes pontos de operação, validando o modelo proposto.

### 1.4.1 Objetivos Específicos

Os objetivos específicos do trabalho são:

- Desenvolver um modelo não-linear que represente a malha de controle completa do RV através da estrutura de sistemas PWA;
- Desenvolver metodologia para realizar a estimação dos parâmetros do modelo proposto em estrutura PWA através de dados experimentais coletados em campo;
- Desenvolver um *software* para estimação dos parâmetros do modelo com estrutura PWA utilizando a metodologia proposta;
- Desenvolver uma estratégia de controle MPC híbrido capaz de utilizar todas as características presentes no modelo PWA aplicada ao problema do Regulador de Velocidade em uma UHE;
- Comprovar a aplicabilidade dos métodos propostos através de análise do desempenho dinâmico da malha de controle de velocidade do conjunto turbina/gerador utilizando a estratégia de controle MPC híbrido no RV de um gerador em UHE pertencente ao SIN.

## 1.5 Estrutura da Tese

Esta tese está estruturada da seguinte forma. O Capítulo 2 apresenta uma revisão da literatura que contempla os principais aspectos de modelagem da malha de CCF responsável pela manutenção da frequência entregue pela UHE, conhecida como RV. Uma revisão sobre as estratégias de controle aplicadas no RV é também apresentada. Com base nesta revisão é apresentada a representação do amplificador hidráulico, responsável por transformar o sinal elétrico do controlador na abertura das palhetas do distribuidor da turbina, de forma mais detalhada, contemplando a presença de não-linearidades nos componentes envolvidos.

Uma discussão sobre sistemas híbridos, em especial sistemas PWA, é apresentada no Capítulo 3. Este capítulo engloba tópicos da teoria e da estrutura de representação para sistemas híbridos, incluindo aspectos de conversão entre modelos de representação e operações entre os modelos, por exemplo, configuração em série de sistemas. Utilizando-se a representação do amplificador hidráulico do Capítulo 2, é proposta uma nova representação em estrutura PWA, devido às características não-lineares próprias do equipamento e que podem ser modeladas por sistemas chaveados. Neste capítulo, é proposta também uma metodologia de identificação de sistemas para estimação dos parâmetros do modelo em estrutura PWA, com base em dados medidos no campo, a qual é implementada em um *software* para estimação dos parâmetros do modelo.

O Capítulo 4 apresenta a estratégia de controle avançada a ser utilizada no RV em substituição à estratégia clássica de controle PID. Esta estratégia, que utiliza o modelo não-linear híbrido do amplificador hidráulico para o cálculo do sinal de controle *on-line*, é conhecida como MPC. É proposto, portanto, neste capítulo, a reestruturação da lei de controle para que esta inclua o modelo mais completo do amplificador hidráulico e demais componentes da malha de CCF.

A descrição de um estudo de caso e resultados são apresentados no Capítulo 5, onde utiliza-se uma UHE na região sudeste do Brasil como ambiente de estudo. Neste capítulo, é apresentada a estimação de parâmetros utilizando a metodologia proposta para o modelo com estrutura PWA. Após obtenção dos parâmetros do modelo, são comparados resultados de simulação da UHE para o RV com um controlador PID e com o controlador MPC híbrido proposto.

No Capítulo 6, a conclusão e a proposta para o desenvolvimento de pesquisas futuras são apresentadas.

## 2 Sistema Elétrico de Potência – SEP

O Sistema Interligado Nacional (SIN) engloba a geração, a transmissão e a distribuição de energia elétrica e pode ser representado conforme Figura 1 (FURNAS, 2015). O objetivo deste sistema é gerar energia elétrica em quantidade suficiente que atenda a demanda, transmiti-la aos centros de carga e então distribuí-la aos consumidores com o menor custo ecológico e econômico possível (ELGERD, 1977). Embora o SIN englobe estas três áreas, neste trabalho, considera-se apenas a parte da geração de eletricidade, o qual denominaremos de Sistema Elétrico de Potência (SEP).

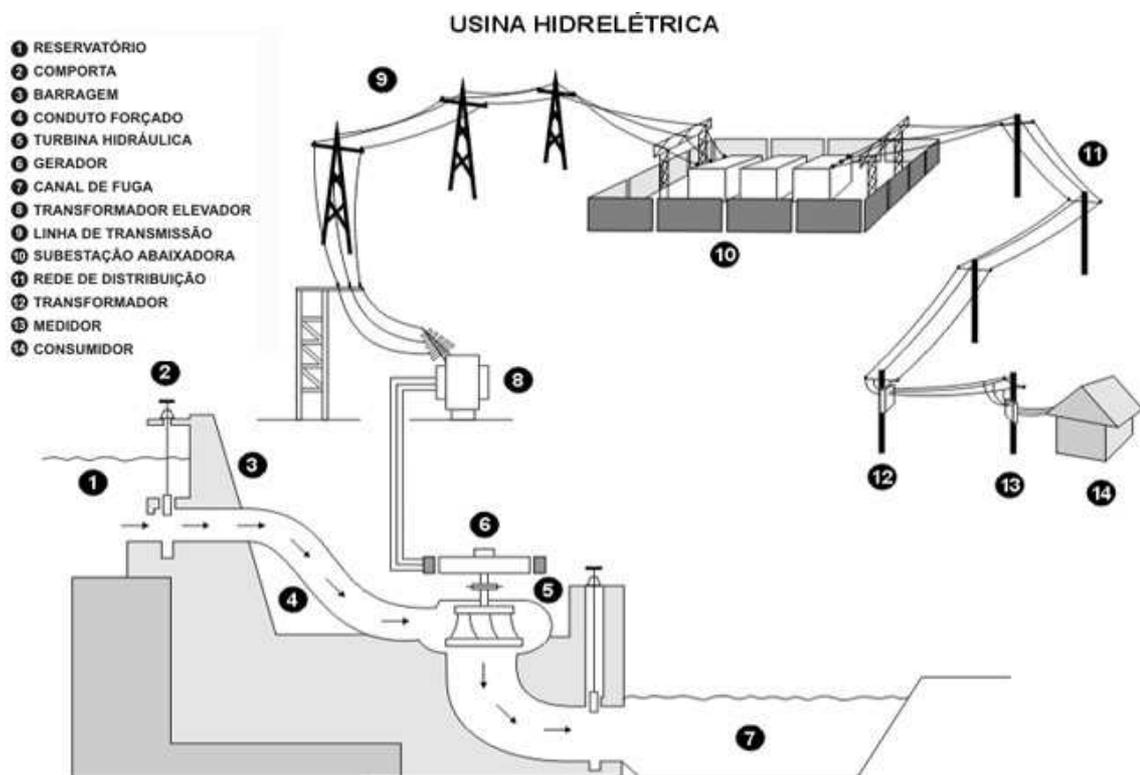


Figura 1 – Sistema Elétrico de Potência.

O projeto e a operação de um sistema de potência devem atender a alguns requisitos fundamentais, dentre eles: ser capaz de atender a demanda de potência ativa e reativa, que variam constantemente ao longo do tempo, ter viabilidade econômica, ambiental e qualidade, que se entende por manter tensão e frequência constantes e alto nível de confiabilidade (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994).

Para se atingir estes objetivos, o SEP é composto por diversos níveis de controladores onde cada um tem o papel de atingir um determinado objetivo, como por exemplo, manter a tensão, a frequência e outras variáveis dentro de seus limites aceitáveis, o que leva a estabilidade do sistema. Na Figura 2, é representado um diagrama de blocos onde são

apresentados os principais componentes de controle aplicados em uma UHE (PADIYAR, 2008). O controle do sistema de excitação consiste da atuação do Regulador Automático de Tensão (RAT) visando manter a tensão terminal do gerador igual ao valor de referência definido pelos operadores do SIN ou por um controlador secundário, como é o caso do Controle Secundário de Tensão, o qual gera a referência do controlador primário de tensão em função do sistema de transmissão. Já o controle primário do gerador consiste, basicamente, da atuação do Regulador de Velocidade (RV), o qual, através de medições da velocidade do eixo do conjunto turbina/gerador, controla o torque mecânico da turbina fazendo com que a potência elétrica gerada se enquadre com as variações de carga do sistema de transmissão. Neste diagrama, observa-se também o Controle Automático de Geração (CAG), que tem a função de restabelecer a frequência do gerador ao seu valor nominal, pois o controle primário normalmente resulta em desvios nesta (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994), e também de regular o intercâmbio de potência entre regiões interconectadas com a unidade geradora (BEVRANI, 2009; MACHOWSKI; BIALEK; BUMBY, 2008). O CAG, que está presente apenas em UHEs selecionadas, é também conhecido como Controle de Carga-Frequência (CCF), ou *Load-Frequency Control* (LFC). No caso do CAG não estar presente na UHE, o CCF é considerado como sendo apenas o controlador primário, ou seja, o RV.

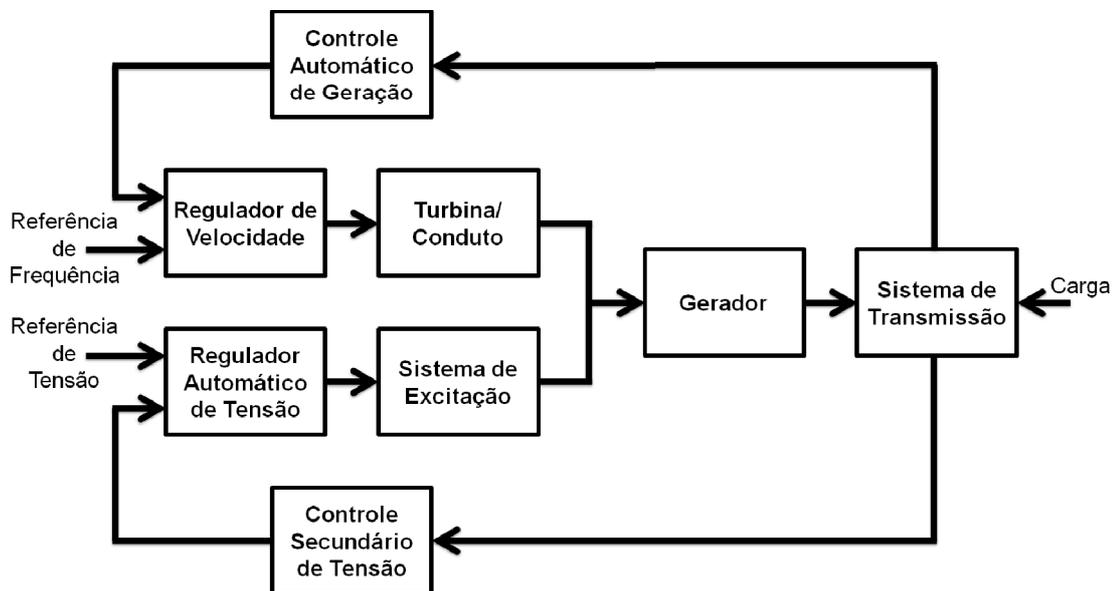


Figura 2 – Diagrama de blocos do SEP.

Devido a propriedades de desacoplamento entre a potência ativa, relacionada à frequência da tensão na saída do gerador, e a potência reativa, relacionada à amplitude da tensão na saída do gerador, é possível se realizar a análise do perfil de tensão gerada de forma separada, ou seja, pode-se realizar a análise do controle de velocidade independente do controle de tensão, e vice-versa, pois essas ações de controle são consideradas razoavelmente independentes (ALMEIDA, 2004; KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994). Desta forma, o

objetivo do trabalho será então analisar o efeito da malha de controle de velocidade da máquina, conhecida como malha de CCF, a qual é composta pelo RV e, quando em situação interligada com outras máquinas, pelo CAG.

Os objetivos de controle são dependentes do ponto de operação do sistema de potência, ou seja, em condições normais de operação o objetivo do controle é operar de forma mais eficiente possível para manter a tensão e a frequência em seus valores nominais, enquanto que em situações anormais de operação o objetivo é restaurar o sistema à operação normal. Estas situações anormais podem ser causadas por vários distúrbios de natureza grave, tais como um curto-circuito em uma linha de transmissão ou a perda de um gerador, os quais podem levar a um isolamento da unidade geradora, situação que representa uma alteração drástica em seu funcionamento (KUNDUR *et al.*, 2004).

Segundo Bevrani (2009), um indicativo que a geração de energia elétrica está adequada à demanda, ou seja, a potência ativa fornecida pelos geradores da UHE é igual à potência ativa demandada pelas cargas, é a manutenção da frequência constante e igual ao seu valor nominal. Se existe uma variação da frequência, esta é ocasionada, normalmente, por variações na carga do SEP. Então, se a carga no SEP aumenta ou diminui, isto provoca uma alteração na velocidade dos geradores sendo necessário que a fonte primária de energia seja aumentada ou diminuída para que o gerador, que transforma esta energia primária em energia elétrica, retorne ao valor de velocidade anterior a esta perturbação.

Portanto, para a manutenção da geração de energia elétrica em regime estável do SEP, é necessário que o RV seja capaz de manter a frequência do gerador em seu valor nominal para diversos pontos de operação, ou seja, através do monitoramento da velocidade do eixo do conjunto turbina/gerador, o RV controla o torque mecânico da turbina hidráulica de modo que a potência elétrica gerada pela UHE se adapte às variações de carga do SEP.

Esta tese aborda o CCF em UHEs, com enfoque na malha de controle de velocidade realizado pelo RV, cujo objetivo principal é manter a frequência da unidade geradora no seu valor de referência que, no SIN, é de 60Hz. Desta forma, a Figura 1 representa uma UHE que é constituída basicamente pelos seguintes componentes: reservatório, barragem, comporta, conduto forçado, turbina e máquina síncrona, que integram a geração e demais componentes que compõem a transmissão e distribuição. Dentre os componentes presentes na UHE, um deles é a malha de CCF, a qual é representada em um diagrama de blocos na Figura 3, exemplificando a malha de controle de velocidade em UHEs. Nesta Figura, o controlador de velocidade, o amplificador hidráulico (válvulas e servomotor), o conjunto conduto/turbina e as dinâmicas do gerador são apresentados.

Com base nas Figuras 2 e 3, percebe-se que para um bom projeto de controle a ser aplicado no RV é necessário ter modelos adequados dos componentes presentes na malha de controle. Na Seção 2.1 é realizada uma revisão da literatura sobre as estratégias de

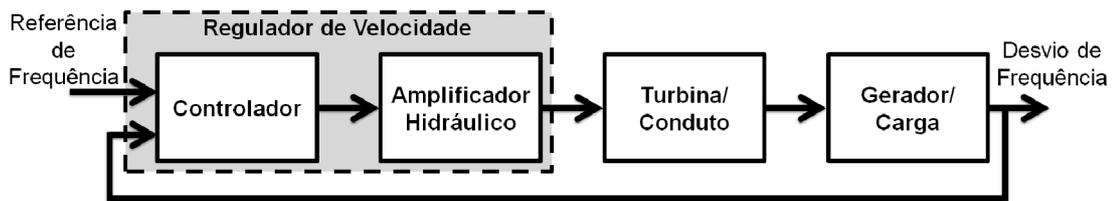


Figura 3 – Diagrama de blocos da malha de controle de velocidade.

controle que podem ser aplicadas no RV e nas Seções 2.2, 2.3 e 2.4 são realizadas revisões da literatura sobre modelos do amplificador hidráulico, do conjunto conduto/turbina e do conjunto gerador/carga. Finalizando o capítulo, na Seção 2.5, são apresentadas as considerações finais sobre o capítulo.

## 2.1 Controlador

A frequência de um SEP é dependente do balanço de potência ativa entre geração e demanda. Uma alteração na demanda de potência é refletida por todo o sistema causando uma alteração na frequência. Para a manutenção da frequência em seu valor nominal, é necessária a atuação de um controlador para o contínuo restabelecimento da frequência em função das contínuas alterações de demanda de carga que o SEP experimenta.

O controle da frequência é comumente referido como Controle de Carga-Frequência (CCF), que é uma das principais funções dos sistemas de Controle Automático de Geração (CAG) em usinas selecionadas. O CCF pode ser dividido em dois níveis de operação, denominados de controle primário e controle secundário.

O objetivo do controle primário, comumente denominado de Regulador de Velocidade (RV), é regular a potência mecânica da turbina através da movimentação do seu distribuidor, e, como o rotor do gerador está solidário ao eixo da turbina, regula-se a sua velocidade e, conseqüentemente, a frequência, à saída da máquina síncrona. O desvio da frequência é utilizado como o sinal de entrada para o RV, o qual atua sobre o amplificador hidráulico abrindo ou fechando o distribuidor da turbina para correção de sua velocidade.

Estes Reguladores de Velocidade podem apresentar três características de respostas distintas em relação a uma variação de carga no SEP (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994; PEREIRA, 2013). Estas respostas podem ser classificadas como isócrona, com queda de velocidade e com queda de velocidade, e estatismo transitório, e são abordadas, respectivamente, nas Subseções 2.1.1, 2.1.2 e 2.1.3. Já o controle secundário, denominado de CAG, é discutido na Subseção 2.1.4.

### 2.1.1 Regulador Isócrono

O Regulador de Velocidade isócrono remete à velocidade constante. O objetivo dele é manter a velocidade da turbina em seu valor nominal para qualquer demanda de carga, ou seja, levar ao erro nulo de velocidade da turbina. Este tipo de regulador é utilizado quando um único gerador está atendendo uma carga isolada, não sendo recomendada a sua utilização quando opera-se com os demais geradores do SIN devido à característica de compartilhamento de cargas entre estes. A Figura 4 apresenta a variação da frequência de um gerador com Regulador de Velocidade isócrono quando submetido a uma variação de carga em degrau.

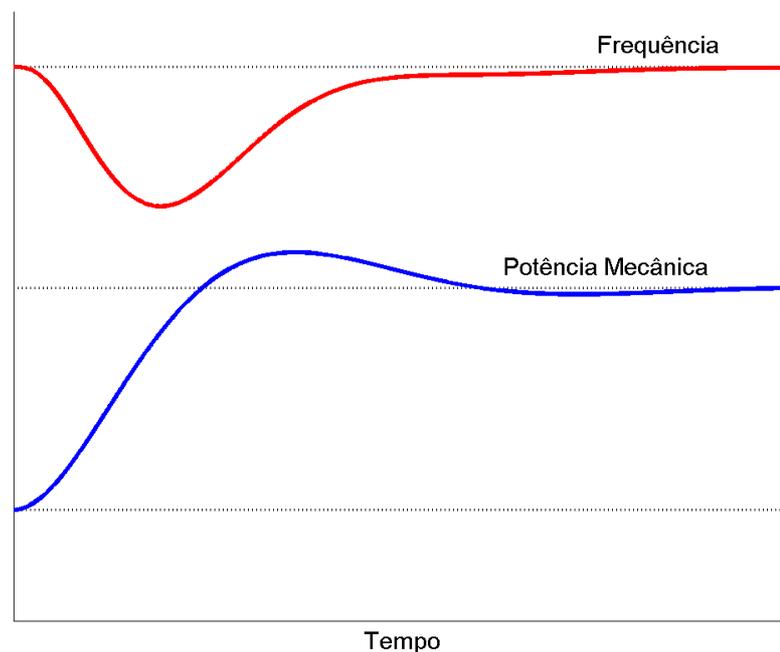


Figura 4 – Resposta da frequência de um gerador com Regulador de Velocidade isócrono para uma variação de carga.

No caso de se utilizar um controlador isócrono em paralelo com os demais geradores do SIN, haverá uma competição entre os geradores, cada um tentando estabelecer para o SEP a frequência nominal definida no seu valor de referência, levando alguns destes geradores ao despacho máximo e outros ao despacho mínimo, gerando um desequilíbrio em todo o sistema (COSSE *et al.*, 2011; COSSE *et al.*, 2013).

Desta forma, para evitar a instabilidade do SEP quando mais de um gerador está presente para suprir as cargas, mesmo o controlador isócrono levando a frequência ao seu valor nominal, é necessário que o controlador apresente uma característica que possa levar ao compartilhamento adequado das cargas com os geradores operando em paralelo, como será visto nas próximas subseções.

### 2.1.2 Regulador com Queda de Velocidade

Para a operação estável em um SEP e a divisão adequada das cargas entre os geradores presentes neste, é necessário que o Regulador de Velocidade presente em cada um destes geradores tenha a característica de diminuir sua velocidade em função do aumento de carga. Esta característica é conhecida como queda de velocidade ou estatismo permanente.

Embora realize a adequada distribuição de cargas aos geradores operando em paralelo no SEP, esta característica de controle apresenta sempre erros de velocidade em regime permanente, como pode ser observado na Figura 5, quando submetido a uma variação de carga.

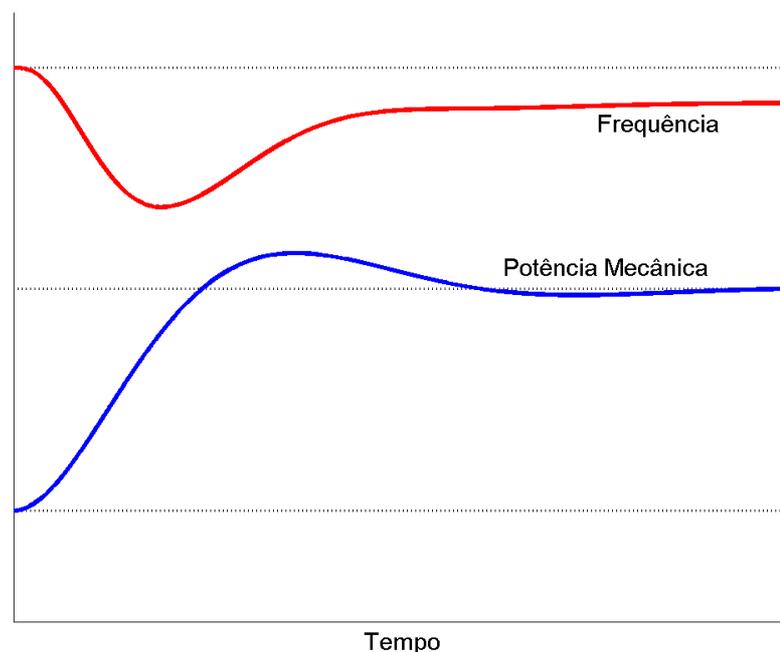


Figura 5 – Resposta da frequência de um gerador com Regulador de Velocidade com queda de velocidade para uma variação de carga.

A queda de velocidade pode ser implementada no Regulador de Velocidade adicionando uma realimentação do sinal de controle multiplicada por uma constante, como pode ser observado na Figura 6.

A malha de controle descrita pela Figura 6 causa uma alteração no valor de referência à medida que há alteração de carga no gerador. O estatismo presente nesta malha é dado pelo ganho  $e_p$ , o qual é definido como a variação da velocidade que se tem ao alterar-se a carga de zero para total, dividido pela velocidade nominal, em por unidade,

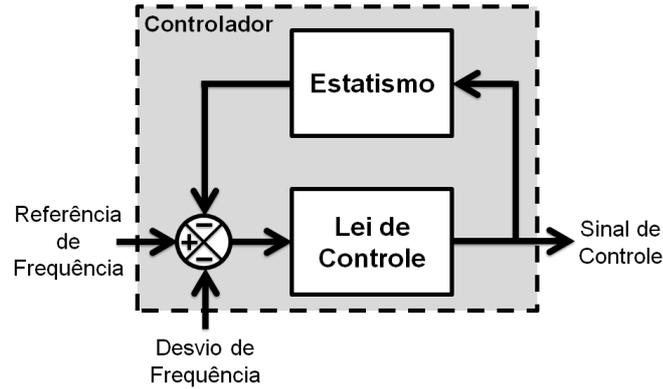


Figura 6 – Diagrama de blocos do Regulador de Velocidade com queda de velocidade.

como na Equação 2.1.

$$e_p = \frac{w_{m1} - w_{m2}}{w_{m0}}, \quad (2.1)$$

onde  $w_{m1}$  é a velocidade angular do rotor sem carga,  $w_{m2}$  é a velocidade angular do rotor com carga máxima e  $w_{m0}$  é a velocidade angular nominal do rotor.

Valores típicos para o estatismo permanentes estão em torno de 3% a 8%, sendo o valor mais utilizado de 5%, ou seja,  $e_p = 0,05$  (MACHOWSKI; BIALEK; BUMBY, 2008; SHAHIDEHPOUR; EREMIJA; TOMA, 2013).

O estatismo apresenta a variação da frequência de referência do Regulador de Velocidade através de uma reta com inclinação  $\text{tg}^{-1}\left(\frac{1}{w_{m1}-w_{m2}}\right)$ , como pode ser observado na Figura 7.

### 2.1.3 Regulador com Queda de Velocidade e Estatismo Transitório

Reguladores de Velocidade com queda de velocidade têm a capacidade de compartilhar a demanda de carga de forma adequada dentro do SEP, entretanto, pode-se observar através de diagramas de Bode em malha aberta que para altas frequências o valor de  $e_p$  pode causar instabilidade (PELACINI, 2015). Portanto, pode-se utilizar um filtro de primeira ordem no ramo de estatismo apresentado na Figura 6, para que o ganho seja reduzido em altas frequências e mantido para o valor nominal de  $e_p$  em baixas frequências.

A função de transferência que representa este filtro, que é denominado estatismo transitório, é dada por:

$$E(s) = \frac{T_t s + 1}{\frac{e_t}{e_p} T_t s + 1}, \quad (2.2)$$

onde  $e_t$  é o estatismo transitório e  $T_t$  é a constante de tempo relacionada ao estatismo transitório.

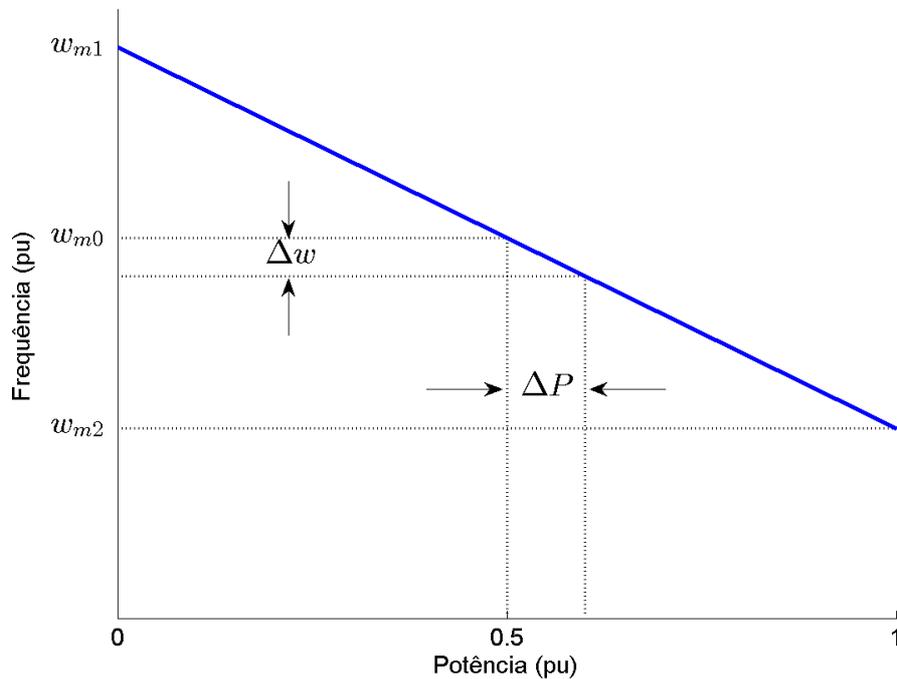


Figura 7 – Característica de resposta da frequência em relação a potência com estatismo.

Para desvios rápidos da frequência, o Regulador de Velocidade com estatismo transitório apresenta ganho baixo, enquanto que para variações lentas e em regime permanente, apresenta ganho elevado. Como consequência, sua resposta é mais lenta que o RV com queda de velocidade, como pode ser observado na Figura 8, quando submetido a uma variação de carga em degrau.

#### 2.1.4 Controle Automático de Geração

O controle secundário, denominado de Controle Automático de Geração, é o responsável por manter a frequência do SEP em seu valor nominal, pois controladores primários com queda de velocidade alteram o valor de referência para o adequado compartilhamento de cargas entre os geradores presentes. Tipicamente é utilizado um controlador com ação integral para zerar o erro da frequência em relação ao seu valor nominal, que no SIN é de 60 Hz. A Figura 9 apresenta um diagrama de blocos com o CAG.

Em algumas UHEs ele pode não estar presente, principalmente em casos onde a UHE está atendendo a demanda de carga isolada. Entretanto, em casos onde há diversos geradores conectados ao SEP e cada um com um controlador primário com queda de velocidade, se experimentada uma grande variação de carga, desvios da frequência significativos em regime permanente podem ser percebidos, e para retornar a frequência ao seu valor nominal, se faz necessária a utilização do CAG.

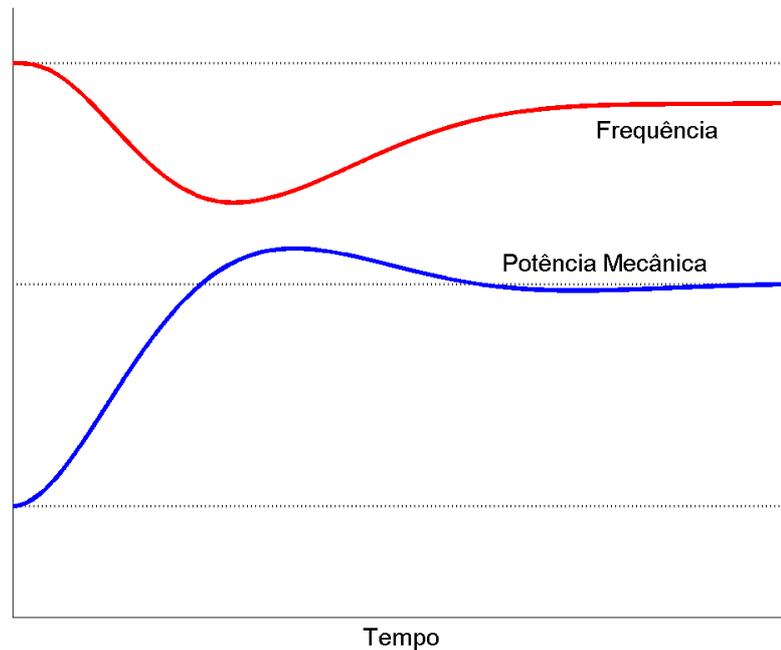


Figura 8 – Resposta da frequência de um gerador com Regulador de Velocidade com queda de velocidade e estatismo transitório para uma variação de carga.

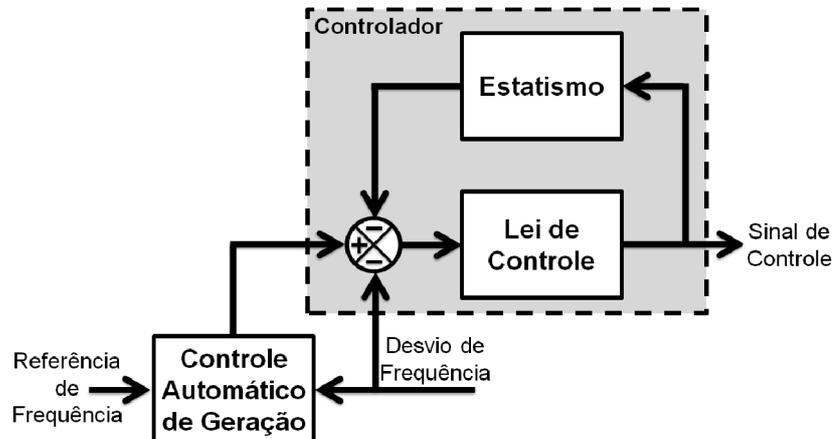


Figura 9 – Diagrama de blocos com controle secundário da frequência.

## 2.2 Amplificador Hidráulico

Os amplificadores hidráulicos são responsáveis por transformar o sinal elétrico do controlador em um sinal de potência capaz de mover os componentes da turbina para diferentes pontos de operação, mesmo na presença das fortes pressões do fluxo hidráulico no conduto. São caracterizados pela alta durabilidade e a habilidade de produzir grandes forças com rápida velocidade de resposta. Normalmente, são compostos por três partes principais: válvula piloto (ou proporcional), válvula distribuidora e servomotor do distribuidor (ou apenas distribuidor), conforme diagrama de blocos dado pela Figura 10 (IEEE... , 2011).

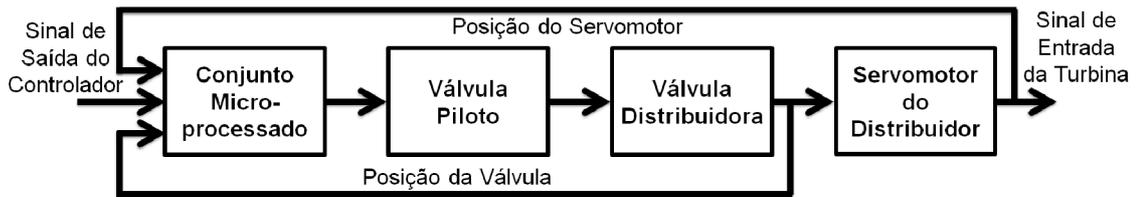


Figura 10 – Diagrama de blocos do amplificador hidráulico.

As válvulas e sistemas envolvidos no atuador hidráulico possuem dinâmica fortemente não-linear e, conseqüentemente, tornam o projeto dos sistemas de controle envolvidos desafiadores. Estas não-linearidades são oriundas de fatores como: a compressibilidade dos fluidos hidráulicos, o complexo fluxo de óleo através das válvulas, a influência da temperatura na dinâmica dos fluidos, o atrito do cilindro hidráulico durante movimentos, o desgaste natural por uso e os limites físicos impostos nos valores máximos das grandezas mecânicas, assim como em suas respectivas faixas de variação.

Diferentes modelos já foram propostos na literatura para a representação das não-linearidades do amplificador hidráulico. Os mais comuns são discutidos a seguir.

A representação mais simples do amplificador hidráulico da Figura 10 é um modelo de segunda ordem com duas constantes de tempo (NATARAJAN, 2005). Em Munoz-Hernandez, Mansoor e Jones (2013), este modelo de segunda ordem é reescrito como duas malhas realimentadas de primeira ordem em série, com não-linearidade do tipo saturação, e interligadas por uma limitação de velocidade do atuador, dando origem a uma representação não-linear.

Uma representação não-linear diferente consiste em utilizar zona morta (ou *backlash*) para representar o amplificador hidráulico da Figura 10 (CONCORDIA; KIRCHMAYER; SZYMANSKI, 1957; WU; DEA, 1978; TAYLOR; LEE; DAVE, 1979). Este modelo foi aprimorado incluindo-se um sistema de primeira ordem em série com a não-linearidade do tipo *backlash* em Pantalone e Piegza (1981), Chang *et al.* (1986), Tsay (2011).

Outra representação não-linear do diagrama da Figura 10 é encontrada em Ramey e Skooglund (1970), IEEE Committee Report (1973), IEEE Working Group Report (1992), Hannett, Feltes e Fardanesh (1994) e reproduzida na Figura 11. Neste caso, a válvula piloto e a válvula distribuidora são representadas por um sistema de primeira ordem com limitação de velocidade na saída da válvula distribuidora e o servomotor do distribuidor é representado por um modelo integrador com saída limitada.

Em Pico e McCalley (2011), Kundur, Balu e Lauby (1994), a representação descrita por Ramey e Skooglund (1970) é expandida adicionando-se uma zona morta no amplificador hidráulico, como pode ser observado na Figura 12.

Uma representação um pouco diferente do amplificador hidráulico é encontrada em

Strah, Kuljaca e Vukic (2005), onde considera-se apenas a válvula proporcional/atuidora como amplificador hidráulico e esta é modelada com as não-linearidades do tipo atraso de transporte, zona morta e saturação, apresentado na Figura 13.

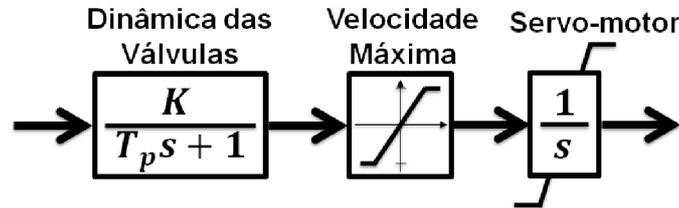


Figura 11 – Representação do amplificador hidráulico.

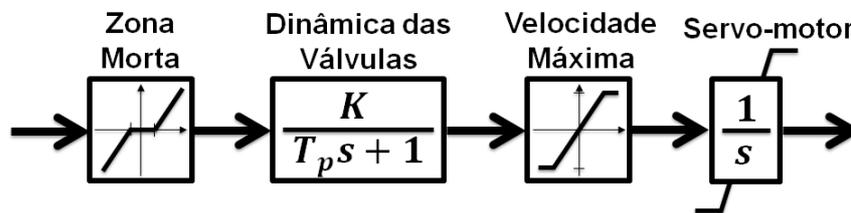


Figura 12 – Representação do amplificador hidráulico com zona morta.

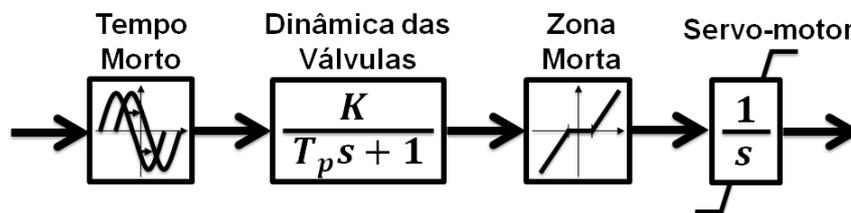


Figura 13 – Representação do amplificador hidráulico com tempo morto e zona morta.

Neste trabalho, o amplificador hidráulico presente na Figura 3 é modelado como uma configuração de duas válvulas em série com um servomotor. Estes componentes são denominados aqui de válvula piloto, válvula distribuidora e servomotor do distribuidor. Estes são dispositivos de amplificação de potência ou pressão, alavancas e articulações entre o Regulador de Velocidade e as comportas (ou aletas) da turbina, responsáveis pela regulação da quantidade de água que será admitida na turbina.

A válvula piloto é modelada como uma configuração em série de um sistema de primeira ordem e blocos não-lineares de *backlash* e saturação, como pode ser visto na Figura 14 (DONAISKY *et al.*, 2015; CONTROLE DE PROCESSOS INDUSTRIAIS, 2013). A entrada deste sistema é a saída (em Volts) do conjunto microprocessado (ver Figura 10). O sistema de primeira ordem representa a dinâmica da válvula e os blocos na sequência representam a histerese e limitação de curso da válvula. A saída representa o deslocamento da válvula em milímetros.

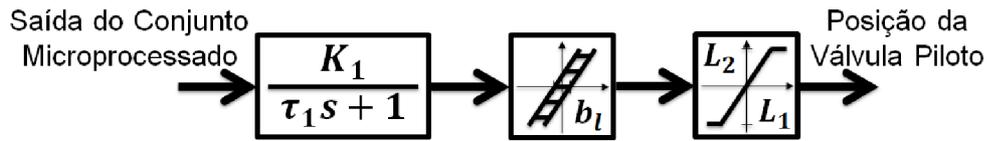


Figura 14 – Válvula Piloto.

Na Figura 14,  $K_1$  e  $\tau_1$  são o ganho e a constante de tempo da válvula piloto,  $b_l$  é o valor do *backlash*, e  $L_1$  e  $L_2$  são, respectivamente, os limites inferior e superior de posição da válvula piloto.

A válvula distribuidora é modelada como uma configuração em série composta por um ganho variável e um bloco integral com não-linearidade do tipo saturação, como pode ser visto na Figura 15 (DONAIKY *et al.*, 2015; CONTROLE DE PROCESSOS INDUSTRIAS, 2013). A entrada deste sistema é a saída (em milímetros) da válvula piloto. O sinal da válvula piloto define a abertura ou fechamento da válvula distribuidora, com isso tem-se dois ganhos, sendo cada um correspondente ao sentido do movimento de deslocamento da válvula (KUNDUR; BAYNE, 1975).

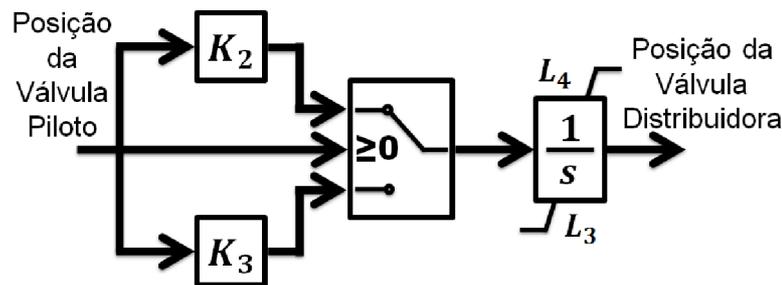


Figura 15 – Válvula Distribuidora.

Na Figura 15,  $K_2$  e  $K_3$  são os ganhos da válvula distribuidora para cada condição de operação (abertura ou fechamento) e  $L_3$  e  $L_4$  são, respectivamente, os limites inferior e superior de posição da válvula distribuidora.

O servomotor do distribuidor é modelado como uma configuração em série composta por um bloco não-linear do tipo zona morta, um ganho variável e um bloco integral com não-linearidade do tipo saturação, como pode ser visto na Figura 16 (DONAIKY *et al.*, 2015; CONTROLE DE PROCESSOS INDUSTRIAS, 2013). A entrada deste sistema é a saída (em milímetros) da válvula distribuidora. Após a não-linearidade do tipo zona morta, representando o recobrimento da válvula, o sinal de saída define a abertura ou fechamento do distribuidor, com isso têm-se dois ganhos, sendo cada um correspondente ao sentido do movimento de deslocamento (KUNDUR; BAYNE, 1975).

Na Figura 16,  $d_b$  é o valor da zona morta do servomotor,  $K_4$  e  $K_5$  são os ganhos do servomotor do distribuidor para cada condição de operação (avanço ou recuo) e  $L_5$  e  $L_6$  são, respectivamente, os limites inferior e superior de posição do servomotor.

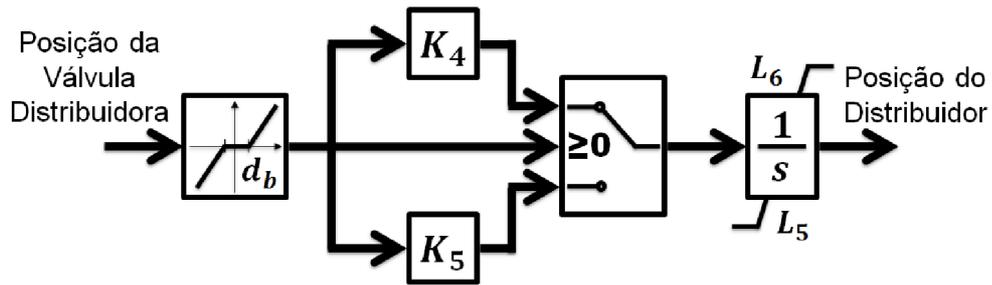


Figura 16 – Servomotor do Distribuidor.

## 2.3 Turbina/Conduto

A Figura 17 representa esquematicamente o reservatório, o conduto forçado, o distribuidor e a turbina de uma UHE. Para esta composição da UHE, existem três modelos na literatura para representar o conjunto do conduto forçado e turbina hidráulica (IEEE WORKING GROUP REPORT, 1992; KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994; MACHOWSKI; BIALEK; BUMBY, 2008; MUNOZ-HERNANDEZ; MANSOOR; JONES, 2013), e que serão descritos a seguir. Existem ainda modelos para quando a usina possui chaminé de equilíbrio ou quando utiliza um único conduto forçado para diversas turbinas. Como não é este o caso abordado neste trabalho, estes modelos não serão apresentados, entretanto podem ser encontrados em IEEE Working Group Report (1992), Munoz-Hernandez, Mansoor e Jones (2013).

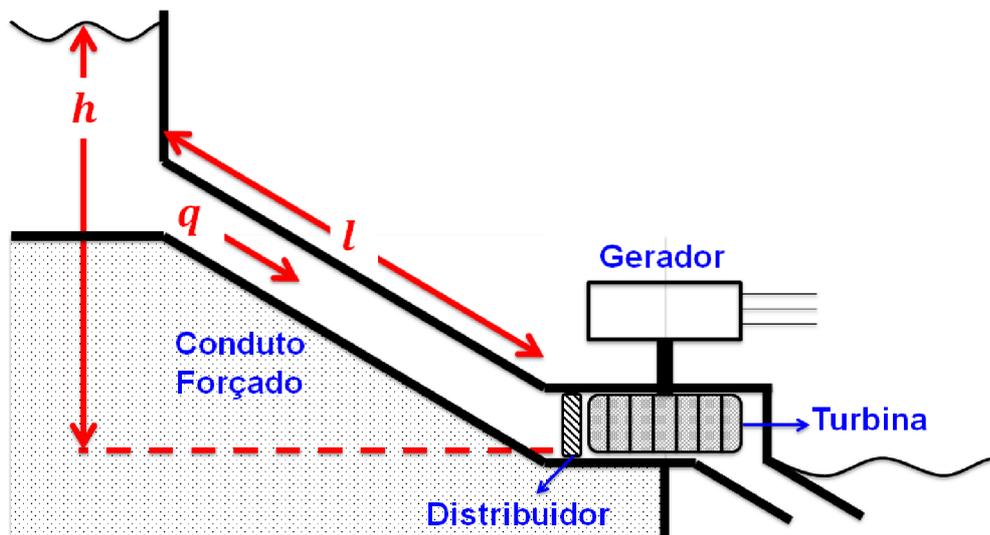


Figura 17 – Representação esquemática de uma UHE.

Considerando-se a transformação de energia cinética e potencial da coluna de água na turbina que movimentava o rotor do conjunto turbina/gerador, o sinal de entrada deste modelo é a abertura do distribuidor ( $G$ ) e a saída é a potência mecânica ( $P_{mec}$ ), com unidades comumente utilizadas em por unidade.

O primeiro modelo, amplamente utilizado em ambientes de simulação e também nesta tese, é linear e de primeira ordem (KISHOR; SAINI; SINGH, 2007). Este modelo é apresentado no diagrama de blocos na Figura 18, e tem como parâmetros  $T_w$ ,  $q_{nl}$  e  $A_t$ , denominados respectivamente de constante de tempo de inércia da água (em segundos), vazão a vazio em por unidade (pu) e um fator de proporcionalidade, assumido constante. Este é calculado em função da classificação de potência da turbina e do gerador e é dado pela Equação (IEEE WORKING GROUP REPORT, 1992):

$$A_t = \frac{(\text{MW da Turbina})}{(\text{MVA do Gerador})h(q - q_{nl})}, \quad (2.3)$$

onde  $h$  é a queda na entrada da turbina, ou seja, a diferença de altura entre o reservatório de água a montante e a saída da turbina a jusante, dado em pu, e  $q$  é a vazão em pu. Na maioria dos estudos, o valor de  $A_t$  é considerado igual a 1 pu (KISHOR; SAINI; SINGH, 2007). Neste trabalho, o valor utilizado de  $A_t$  é igual a 1 pu.

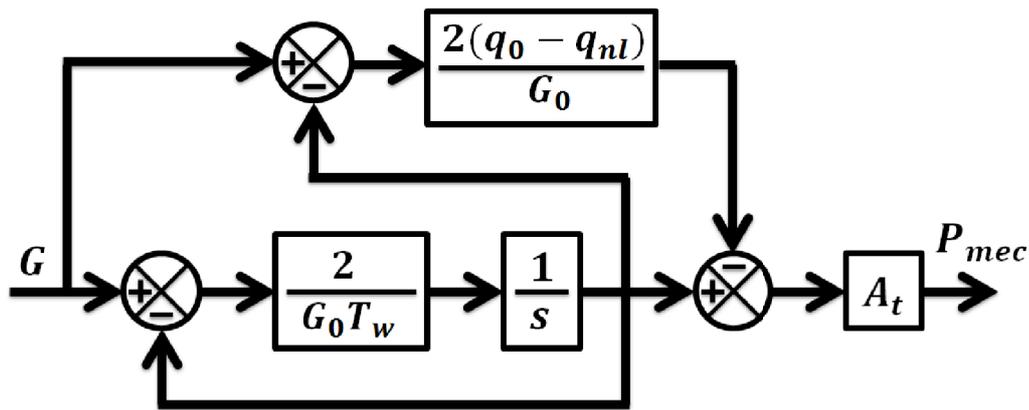


Figura 18 – Diagrama de blocos linear do conjunto turbina/conduto.

A constante de tempo de inércia da água  $T_w$  é:

$$T_w = \frac{lq}{agh}, \quad (2.4)$$

onde  $l$  é o comprimento do conduto forçado em metros,  $a$  é a área da seção transversal do conduto forçado em metros quadrados e  $g$  é a aceleração da gravidade em  $\text{m/s}^2$ . As unidades de  $q$  e  $h$  utilizadas para o cálculo do  $T_w$  são, respectivamente,  $\text{m}^3/\text{s}$  e  $\text{m}$ .

A vazão a vazio  $q_{nl}$ , que representa as perdas de energia na turbina, normalmente é considerado constante, pois sua variação é muito mais lenta em relação às demais variáveis e, portanto, não altera a análise dinâmica utilizando o modelo (MUNOZ-HERNANDEZ; MANSOOR; JONES, 2013). O tempo de inércia da água é calculado utilizando a Equação 2.4 (MACHOWSKI; BIALEK; BUMBY, 2008), com valores típicos entre 0,5 e 5,0 (PADIYAR, 2008).

Neste modelo ainda estão presentes  $q_0$  e  $G_0$ , que representam, respectivamente, a vazão e a abertura do distribuidor no ponto de operação do conjunto turbina/conduto, os quais podem ser considerados iguais quando em pu, ou seja,  $G_0 = q_0$ .

Assumindo-se que não há perdas na turbina, ou seja,  $q_{nl}$  é considerado nulo, a função de transferência que relaciona a potência mecânica da turbina e a abertura do distribuidor do diagrama de blocos apresentado na Figura 18 pode ser reescrito, como:

$$\frac{P_{mec}(s)}{G(s)} = \frac{-G_0 T_w s + 1}{\frac{G_0 T_w}{2} s + 1}, \quad (2.5)$$

onde  $G_0 T_w$  representa o tempo de inércia da água em torno do ponto de operação.

O segundo modelo é não-linear e considera a incompressibilidade do fluido e um conduto forçado rígido com seção transversal constante. O diagrama de blocos deste modelo está apresentado na Figura 19, onde  $f_p$  é o coeficiente de perda de carga obtido experimentalmente, geralmente considerado nulo (IEEE WORKING GROUP REPORT, 1992; KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994).

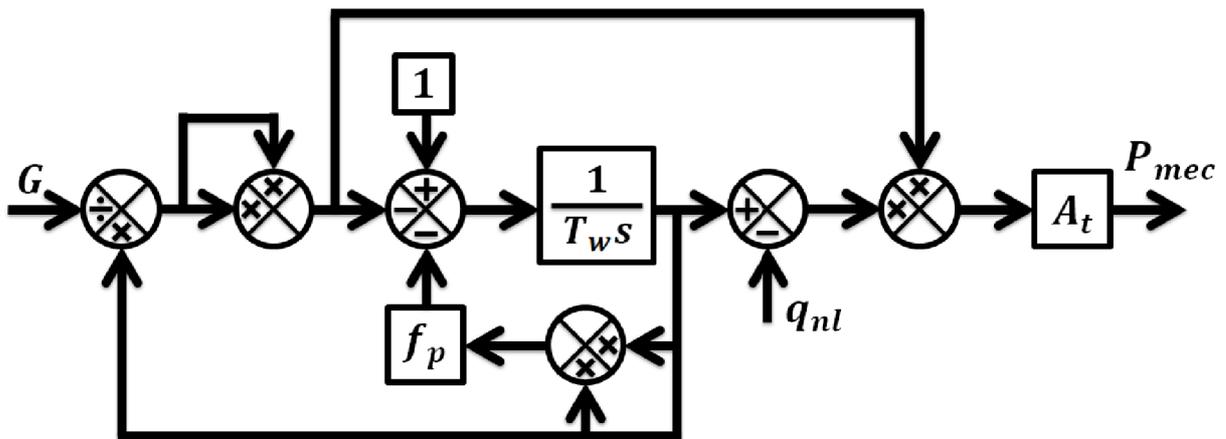


Figura 19 – Diagrama de blocos não-linear do conjunto turbina/conduto.

O terceiro modelo, apresentado em um diagrama de blocos na Figura 20, considera os efeitos da compressibilidade do conduto e a elasticidade da coluna de água, ou seja, a viagem de uma onda de choque pelo conduto forçado (fenômeno conhecido como golpe de ariete), onde  $Z_0$  é a impedância do conduto e  $T_e$  é o tempo de viagem da onda de choque (SANSEVERO, 2006). Porém este modelo somente é adequado para UHEs com conduto forçado de comprimento elevado e alta queda (IEEE WORKING GROUP REPORT, 1992; MUNOZ-HERNANDEZ; MANSOOR; JONES, 2013).

Em todos os modelos, após a saída do bloco que contém  $A_t$ , que é a potência mecânica ( $P_{mec}$ ), pode ainda ser adicionado um termo, ou seja, (IEEE WORKING GROUP

REPORT, 1992):

$$P_{mec} = A_t h(q - q_{nl}) - D_t G \Delta w, \quad (2.6)$$

onde  $D_t$  é chamado de coeficiente de amortecimento nominal da turbina,  $G$  é a abertura do distribuidor e  $\Delta w$  é o desvio em relação a velocidade nominal da turbina (SANSEVERO, 2006; UNDRILL; WOODWARD, 1967). Para a Equação 2.6, valores típicos de  $D_t$  estão entre 0,5 e 2,0 (MUNOZ-HERNANDEZ; MANSOOR; JONES, 2013), porém, devido a sua relação com a vazão a vazão (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994), se considerado nulo o valor de  $q_{nl}$  esse também poderá ser considerado nulo.

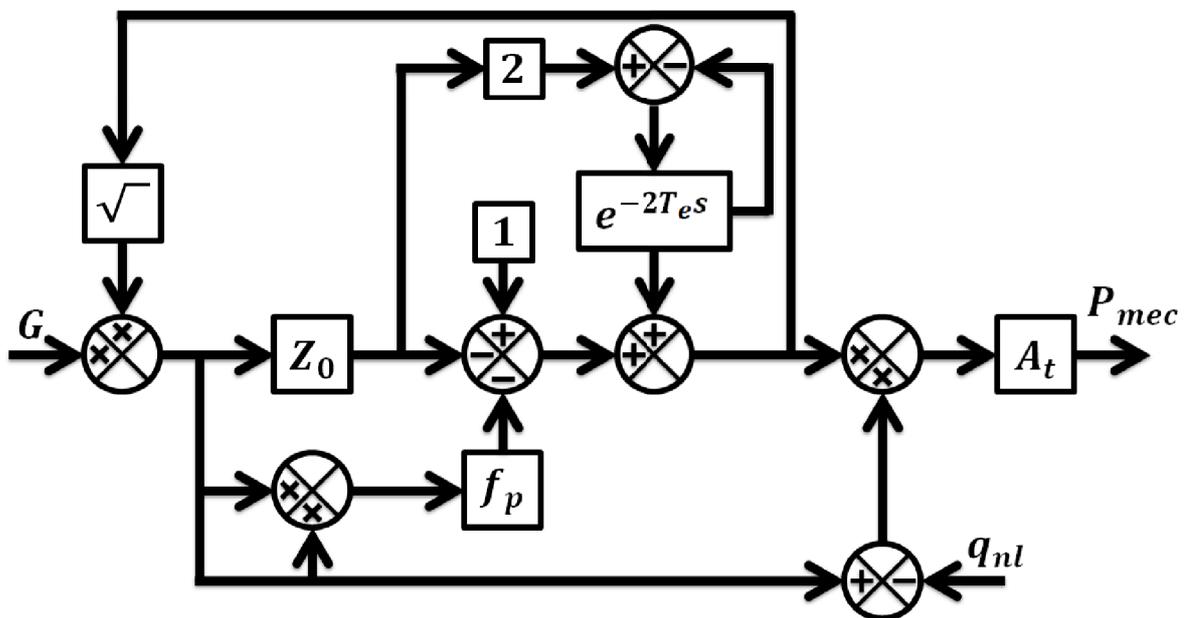


Figura 20 – Diagrama de blocos não-linear do conjunto turbina/conduto com efeito de compressibilidade da água.

## 2.4 Gerador/Carga

O comportamento dinâmico do sistema composto pelos rotores da turbina, pelo gerador e pela carga elétrica é bem estabelecido na literatura através das equações mecânicas de uma máquina rotativa, as quais são baseadas na equação do balanço de uma massa girante (KIMBARK, 1995; KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994; ANDERSON; FOUAD, 2003; GLOVER; SARMA; OVERBYE, 2008; ZHOU; OHSAWA, 2009; MUNOZ-HERNANDEZ; MANSOOR; JONES, 2013). Esta equação relaciona o torque mecânico do rotor  $T_{mec}$  e o torque eletromagnético  $T_{ele}$ , gerando o torque acelerante  $T_{ace}$ , determinando o comportamento dinâmico do rotor do conjunto turbina/gerador (DEMELLO; CONCORDIA, 1969;

KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994). A equação a seguir apresenta esta relação, onde a unidade do torque é N·m:

$$T_{ace} = T_{mec} - T_{ele}. \quad (2.7)$$

A inércia do conjunto turbina/gerador é acelerada pelo desequilíbrio entre os torques aplicado:

$$T_{ace} = J_m \frac{d\omega_m}{dt} = T_{mec} - T_{ele}, \quad (2.8)$$

onde  $J_m$  é o momento de inércia combinado do conjunto turbina/gerador ( $\text{kg}\cdot\text{m}^2$ ),  $\omega_m$  é a velocidade angular do rotor (rad/s) e  $t$  é o tempo (s).

A energia cinética armazenada no rotor é igual a  $J_m\omega_m^2/2$  (ANDERSON; FOUAD, 2003), assim a Equação 2.8 pode ser normalizada em termos da constante de inércia  $H$  em pu, a qual é definida como constante de inércia da máquina. Usando  $\omega_{m0}$  para denotar a velocidade angular nominal em rad/s, chega-se à equação:

$$2H \frac{VA_{base}}{\omega_{m0}^2} \frac{d\omega_m}{dt} = T_{mec} - T_{ele}. \quad (2.9)$$

A velocidade angular do rotor  $\omega$  (rad/s elétrico) é relacionada com o número de pólos  $p_m$  do gerador através de  $\omega = \omega_m/p_m$ . A Equação 2.9 pode ser reescrita em por unidades, ou seja:

$$2H \frac{d\bar{\omega}}{dt} = \bar{T}_{mec} - \bar{T}_{ele}, \quad (2.10)$$

assumindo que  $T_{base} = VA_{base}/\omega_{m0}$ , onde  $\bar{(\cdot)}$  representa as grandezas em pu.

Multiplicando-se a Equação 2.10 pela velocidade angular nominal  $\omega_{m0}$ , obtém-se a equação a seguir, chamada de equação de oscilação (SANSEVERO, 2006), pois a potência é igual ao torque vezes a velocidade angular (MUNOZ-HERNANDEZ; MANSOOR; JONES, 2013):

$$2H \frac{d\bar{\omega}_m}{dt} = \bar{P}_{mec} - \bar{P}_{ele}, \quad (2.11)$$

onde  $\bar{P}_{mec}$  e  $\bar{P}_{ele}$  são, respectivamente, as potências mecânica e elétrica do conjunto turbina/gerador, em pu.

Através da Equação 2.10, também pode-se obter uma variável importante para a modelagem do gerador que é a constante de tempo da máquina  $T_m$  (s), ou seja, o

tempo necessário para que o torque nominal acelere o rotor da máquina até sua velocidade nominal. Esta constante está relacionada com  $H$  através da equação:

$$\frac{d\bar{\omega}}{dt} = \frac{1}{2H} \bar{T}_{ace}. \quad (2.12)$$

Valores típicos de  $T_m$  estão entre 4,0 e 8,0 (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994).

Integrando-se a Equação 2.12 em relação ao tempo e assumindo-se velocidade e torque nominais, chega-se a (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994):

$$1,0 = \frac{1}{2H} \int_0^{T_m} 1,0 dt, \quad (2.13)$$

o que leva à relação  $T_m = 2H$ , resultando em:

$$T_m \frac{d\omega_m}{dt} = P_{ace}. \quad (2.14)$$

Quando o gerador está conectado a uma carga, um termo de coeficiente de amortecimento  $K_D$  é adicionado ao modelo da equação 2.14, chegando-se na equação (MUNOZ-HERNANDEZ; MANSOOR; JONES, 2013):

$$T_m \frac{d\omega_m}{dt} = P_{ace} - K_D \omega_m. \quad (2.15)$$

Esse termo está relacionado ao tipo da carga que está conectada ao gerador e é estudado em diversos trabalhos (BERG, 1973; CONCORDIA; IHARA, 1982; GENERAL ELECTRIC COMPANY, 1987; IEEE TASK FORCE, 1993; IEEE... , 2007; OMARA; BOUFFARD, 2009; HUANG; LI, 2013; HUANG, 2014). Este coeficiente  $K_D$  está relacionado ao tipo e à quantidade de carga conectada ao gerador e pode ter característica dinâmica ou estática (MUNOZ-HERNANDEZ; MANSOOR; JONES, 2013).

Quando considerado estático, o coeficiente de amortecimento  $K_D$  pode variar entre  $-1$  e  $3$ , dependendo do tipo de carga, refletindo hábitos de consumo através da utilização de diversos tipos de aparelhos e dispositivos, ou seja, depende do clima, do estilo de vida dos consumidores, se o consumo é residencial, comercial, industrial e muitos outros fatores. Porém, em Berg (1973), Concordia e Ihara (1982), General Electric Company (1987) e IEEE Task Force (1993), são apresentados valores relacionados com o perfil de consumo da carga conectada ao gerador, e são reproduzidos neste trabalho nas Tabelas 1 e 2, representando a carga através, respectivamente, do tipo de dispositivo e do tipo de consumo.

A Equação 2.15 pode ser representada em um diagrama de blocos, o qual é apresentado na Figura 21.

Tabela 1 – Características dos dispositivos (GENERAL ELECTRIC COMPANY, 1987)

Dispositivo	$K_D$
Lâmpada Incandescente	0,0
Lâmpada Fluorescente	1,0
Lâmpada de Vapor de Mercúrio	1,0
Condicionador de Ar de Janela	0,6
Condicionador de Ar Central	0,9 a 1,0
Refrigerador	0,3 a 0,5
Aquecedor com Ventilador	0,5
Aquecedor a Óleo	0,0
Lavadora de Roupas	2,9
Secadora de Roupas	0,0
Lava-louças	0,0
Áudio e Vídeo	0,0
Transformador Residencial	0,0 a 0,1
Aplicações Residenciais com Motor	0,1
Motor de Indução de 180 hp	0,0
Motores Industriais	1,9 a 2,9
Bombas e Outros Tipos de Motores	2,9
Eletrólise de Alumínio	-0,3
Fundição de Aço	-1,0

Tabela 2 – Características da carga (IEEE TASK FORCE, 1993)

Carga	$K_D$
Residencial no Verão	0,2 a 0,5
Residencial no Inverno	0,1 a 0,4
Comercial no Verão	1,2 a 1,3
Comercial no Inverno	1,5 a 1,7
Industrial	-1,0 a 2,6
Bombas Hidráulicas para Agricultura	5,6

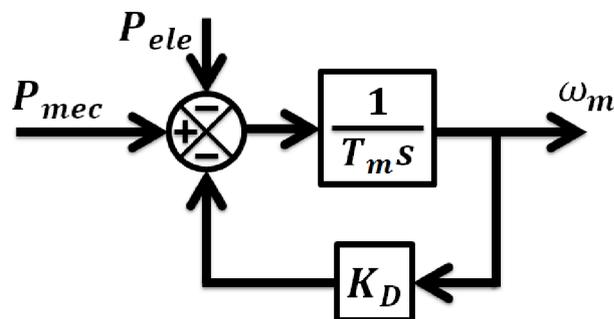


Figura 21 – Diagrama de blocos do gerador.

Aplicando-se a transformada de Laplace na Equação 2.15, obtém-se a função de transferência que relaciona a velocidade do conjunto turbina/gerador e a potência

acelerante  $P_{ace}$ :

$$\frac{\omega_m(s)}{P_{ace}(s)} = \frac{1}{T_m s + K_D}. \quad (2.16)$$

Existem ainda outras equações para descrever o comportamento dinâmico eletromagnético do gerador, entretanto, como está-se interessado no controle de velocidade da máquina e esta só depende da potência ativa, ou seja, considera-se que a tensão nos terminais do gerador é constante e nominal. Essas equações não serão apresentadas aqui, porém maiores detalhes podem ser encontradas em Kundur, Balu e Lauby (1994) e Kimbark (1995).

## 2.5 Comentários sobre o Capítulo

Neste capítulo, foram abordados conceitos relacionados ao SEP, como os principais componentes de controle presentes neste tipo de sistema. Como o foco do trabalho envolve a malha de controle de frequência de unidades geradoras presentes em UHEs, realizou-se uma revisão da literatura sobre estratégias de controle que podem estar presentes nesta malha, como Reguladores de Velocidade com ou sem queda de velocidade e também o Controle Automático de Geração. Também foram revisados aspectos de modelagem para os demais componentes presentes na malha de controle de frequência, como é o caso do amplificador hidráulico, que pode ser dividido em três componentes, a válvula piloto, a válvula distribuidora e o servomotor do distribuidor, sendo apresentados equacionamentos para cada um destes, onde todos apresentam não-linearidades. O conjunto conduto/turbina e o conjunto gerador/carga foram discutidos e as equações que os modelam também foram apresentadas. Neste sentido, percebe-se que há uma grande influência do modelo utilizado para o amplificador hidráulico na sintonia do Regulador de Velocidade presente em UHEs. Portanto, no próximo capítulo, é proposta a modelagem dos componentes do amplificador hidráulico através da estrutura de sistemas híbridos PWA, além de ser abordada uma metodologia para estimação de seus parâmetros, quando disponíveis dados de medição.

### 3 Sistemas Afins por Partes – PWA

Sistemas dinâmicos lineares são normalmente representados por funções de transferência racionais com parâmetros constantes. Quando não-lineares, esses podem apresentar características como múltiplos pontos de equilíbrio, ciclos limites, múltiplas características de comportamento, etc. (KHALIL, 2002). Por outro lado, alguns sistemas possuem dinâmica definida por eventos e não pelo tempo, são os chamados sistemas a eventos discretos. Quando se tem uma relação entre sistemas dinâmicos contínuos e sistemas a eventos discretos, têm-se os chamados sistemas híbridos (WITSENHAUSEN, 1966; HEEMELS *et al.*, 2009). Sistemas híbridos, portanto, são aqueles que combinam as dinâmicas de processos contínuos e regras lógicas do tipo SE/ENTÃO/SENÃO que resultam em espaços finitos do tipo VERDADEIRO ou FALSO (LABINAZ; BAYOUMI; RUDIE, 1997; MOREIRA, 2006).

Uma classe dos sistemas híbridos é aquela onde existe um chaveamento entre modelos dinâmicos contínuos distintos, o qual é definido por eventos, são os chamados sistemas híbridos chaveados. Dentre os sistemas híbridos chaveados, existe uma classe que são os Sistemas Afins por Partes (ou PWA) (SONTAG, 1981; FERRARI-TRECATE *et al.*, 2002). Nestes sistemas, existem regiões definidas pelos pontos de operação e, para cada região, existe associado um sistema linear (ou afim), ou seja, os sistemas PWA são obtidos através do particionamento do espaço formado pelo vetor de estados e pelas entradas em um conjunto finito de regiões poliédricas, onde cada subsistema afim faz uso dos estados contínuos em cada uma destas regiões (BARBOSA; AGUIRRE; BRAGA, 2011).

Este trabalho utiliza a representação em tempo discreto dos sistemas afins por partes. Portanto, quando dito contínuo, significa dizer que as dinâmicas do sistema são contínuas e, quando dito discreto, o comportamento é regido pelos eventos lógicos.

Este capítulo está estruturado da seguinte forma. Na Seção 3.1, é realizada a definição de sistemas PWA. Na Seção 3.2, é apresentado o desenvolvimento da operação em série e realimentação para sistemas PWA, além de exemplos destas. Na Seção 3.3, é mostrada a conversão entre modelos equivalentes para sistemas híbridos. Já na Seção 3.4, é apresentado o modelo com estrutura PWA proposto para os componentes do amplificador hidráulico. Na Seção 3.5, a metodologia para estimação dos parâmetros do modelo proposto é estabelecida. O desenvolvimento de um *software* para realizar a estimação em campo dos parâmetros de modelos caixa cinza PWA de sistemas de controle de velocidade em UHEs é apresentado na Seção 3.6. As considerações finais do capítulo são dadas na Seção 3.7.

### 3.1 Definição

Seja  $F$  um sistema dinâmico não-linear que assume uma representação PWA dada por:

$$F \equiv \begin{cases} x(k+1) = F_x(x(k), u(k), \theta) \\ y(k) = F_y(x(k), u(k), \theta) \end{cases}, \quad (3.1)$$

onde  $x$  é o vetor de estados,  $u$  é o sinal de entrada,  $y$  é o sinal de saída e  $\theta$  representa os parâmetros do sistema.

O modelo PWA para  $F$  é definido pela divisão do espaço de estados do sistema em regiões poliédricas e associando a cada uma dessas regiões uma equação de estados linear (ou afim) diferente. Esta representação é dada pela equação (MORARI; BAOTIC; BORRELLI, 2003):

$$\begin{aligned} x(k+1) &= A_i x(k) + B_i u(k) + f_i \\ y(k) &= C_i x(k) + D_i u(k) + g_i \\ \text{para } \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \end{bmatrix} &\in \Omega_i \end{aligned}, \quad (3.2)$$

onde  $x \in \mathbb{R}^n$  é o vetor de estados e  $\{\Omega_i\}_{i=1}^m$  são as  $m$  regiões poliédricas do espaço de estados definido pelas inequações do sistema dadas por:

$$H_i \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0. \quad (3.3)$$

As matrizes  $A_i$ ,  $B_i$ ,  $f_i$ ,  $C_i$ ,  $D_i$ ,  $g_i$ , e  $H_i$  são reais, constantes e com dimensões apropriadas (POTOČNIK; MUŠIČ; ZUPANČIČ, 2004) e  $k \in \mathbb{Z}$  é o tempo discreto. Embora a notação possa não ser usual, nesta equação o símbolo  $\preceq$  denota que cada elemento tomado individualmente do vetor à esquerda pode ser  $\leq$  ou  $<$  que zero. Isto tem por objetivo evitar a sobreposição entre as regiões  $\Omega_i$  sobre os limites comuns de cada uma destas.

Caso  $f_i$  e  $g_i$  sejam matrizes nulas, então o sistema resultante é chamado de linear por partes (PWL), em contrapartida, se estas matrizes não forem nulas então o sistema é chamado de afim por partes (PWA) (BEMPORAD; FERRARI-TRECATE; MORARI, 2000).

A união das regiões poliédricas  $\Omega_i$ , ou também chamadas de politopos, compõem o espaço total dos estados unido com o do sinal de entrada, isto é  $\bigcup \Omega_i = \mathbb{R}^{n+1}$ . Os politopos, que são determinados por meio de desigualdades afins, que definem os semiespaços  $P_i = \{[x \ u]^T \in \mathbb{R}^{n+1} : h_{i1}x + h_{i2}u + h_{i3} \leq 0\}$ . O politopo  $\Omega_i$  pode ser definido como a

interseção de um certo número de semiespaços ( $\cap P_i = \Omega_i$ ) e os hiperplanos  $p_i = \{[x \ u]^T \in \mathbb{R}^{n+1} : h_{i1}x + h_{i2}u + h_{i3} = 0\}$  definem a partição dos estados, chamadas de superfícies de chaveamento (AMARAL, 2006).

A escolha dos coeficientes da matriz  $H_i$  para compor  $\Omega_i$  deve ser feita de forma que o sistema tenha unicidade de soluções, ou seja, não deve haver sobreposição de politopos a não ser na superfície de chaveamento, possibilitando assim a representação do sistema em todo o espaço. Esta característica de unicidade de soluções é conhecida como *well-posedness* (IMURA, 2003; AMARAL, 2006). Portanto  $\cap \Omega_i = \emptyset$ .

A seguir são apresentados dois exemplos de sistemas que podem ser representados pela estrutura de sistemas PWA.

### 3.1.1 Exemplo 1

Seja um sistema  $F_1$  com dois ganhos distintos, cada ganho dado em função do sinal de entrada  $u$  aplicado. A saída  $y$  deste sistema é dada por:

$$F_1 \equiv y(k) = \begin{cases} 0,50u(k) & \text{se } u(k) \geq 0 \\ 0,25u(k) & \text{se } u(k) < 0 \end{cases}. \quad (3.4)$$

Este sistema pode ser representado utilizando a estrutura de sistemas PWA da Equação 3.2, escrevendo  $F_1$  conforme a equação:

$$F_1 \equiv \begin{cases} \begin{cases} x(k+1) = 0x(k) + 0u(k) + 0 \\ y(k) = 0x(k) + 0,50u(k) + 0 \end{cases} & \text{se } \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 ; \\ \begin{cases} x(k+1) = 0x(k) + 0u(k) + 0 \\ y(k) = 0x(k) + 0,25u(k) + 0 \end{cases} & \text{se } \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 . \end{cases} \quad (3.5)$$

### 3.1.2 Exemplo 2

Seja um sistema  $F_2$  de primeira ordem afim com ganho e constante de tempo, cujos valores são função do sinal do estado  $x$  a cada instante de tempo. A saída  $y$  deste sistema é então calculada por:

$$F_2 \equiv \begin{cases} x(k+1) = \begin{cases} 0,50x(k) + u(k) + 0,50 & \text{se } x(k) \geq 0 \\ 0,75x(k) + u(k) + 0,25 & \text{se } x(k) < 0 \end{cases} ; \\ y(k) = \begin{cases} 1,0x(k) & \text{se } x(k) \geq 0 \\ 1,5x(k) & \text{se } x(k) < 0 \end{cases} . \end{cases} \quad (3.6)$$

Este sistema pode ser representado utilizando a estrutura de sistemas PWA da Equação 3.2, escrevendo  $F_2$  como:

$$F_2 \equiv \begin{cases} \begin{cases} x(k+1) = 0,50x(k) + 1,0u(k) + 0,50 \\ y(k) = 1,0x(k) + 0,0u(k) + 0,00 \end{cases} & \text{se } \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 ; \\ \\ \begin{cases} x(k+1) = 0,75x(k) + 1,0u(k) + 0,25 \\ y(k) = 1,5x(k) + 0,0u(k) + 0,00 \end{cases} & \text{se } \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 . \end{cases} \quad (3.7)$$

## 3.2 Operações Entre Modelos PWA

Nesta seção, são apresentados dois resultados da operação entre sistemas. O primeiro resultado é uma configuração em série de dois sistemas com estrutura PWA e é apresentado na Subseção 3.2.1. Já o segundo resultado é obtido através de uma configuração de um sistema em malha fechada com o ramo direto dado em estrutura PWA e a realimentação com um ganho contante real, apresentado na Subseção 3.2.2.

### 3.2.1 Configuração em Série

Sejam dois sistemas  $F_1$  e  $F_2$  com estrutura PWA dados pelas equações:

$$F_1 = \begin{cases} \begin{cases} x_1(k+1) = A_1x_1(k) + B_1u(k) + f_1 \\ w(k) = C_1x_1(k) + D_1u(k) + g_1 \end{cases} , \begin{bmatrix} x_1(k) \\ u(k) \end{bmatrix} \in \Omega_1 \end{cases} \quad (3.8a)$$

$$\Omega_1 = \left\{ \begin{bmatrix} x_1(k) \\ u(k) \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{n+1} : \begin{bmatrix} H_{11} & H_{12} & H_{13} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \right\} \quad (3.8b)$$

$$F_2 = \begin{cases} \begin{cases} x_2(k+1) = A_2x_2(k) + B_2w(k) + f_2 \\ y(k) = C_2x_2(k) + D_2w(k) + g_2 \end{cases} , \begin{bmatrix} x_2(k) \\ w(k) \end{bmatrix} \in \Omega_2 \end{cases} \quad (3.9a)$$

$$\Omega_2 = \left\{ \begin{bmatrix} x_2(k) \\ w(k) \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{n+1} : \begin{bmatrix} H_{21} & H_{22} & H_{23} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_2(k) \\ w(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \right\} \quad (3.9b)$$

Seja uma configuração em série destes, conforme diagrama de blocos apresentado na Figura 22, o sistema  $F$  resultante da operação em série dos sistemas  $F_1$  e  $F_2$  é apresentado dado por:

$$F = \begin{cases} x(k+1) = \begin{bmatrix} A_2 & B_2 C_1 \\ 0 & A_1 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} B_2 D_1 \\ B_1 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} B_2 g_1 + f_2 \\ f_1 \end{bmatrix} \\ y(k) = \begin{bmatrix} C_2 & D_2 C_1 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} D_2 D_1 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} D_2 g_1 + g_2 \end{bmatrix} \end{cases}, \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \end{bmatrix} \in \Omega; \quad (3.10a)$$

$$\Omega = \left\{ \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{2n+1} : \begin{bmatrix} 0 & H_{11} & H_{12} & H_{13} \\ H_{21} & H_{22} C_1 & H_{22} D_1 & H_{22} g_1 + H_{23} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_2(k) \\ x_1(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \right\}. \quad (3.10b)$$

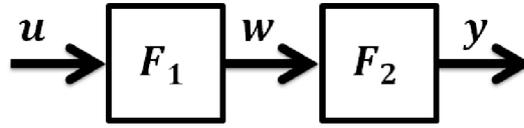


Figura 22 – Configuração em série.

### 3.2.1.1 Exemplo

Para exemplificar a operação em série entre dois sistemas representados com estrutura PWA, consideram-se os exemplos apresentados nas Subseções 3.1.1 e 3.1.2 dados pelas Equações 3.5 e 3.7, onde a saída do sistema  $F_1$  é a entrada do sistema  $F_2$ . A saída resultante desta operação é calculada utilizando-se a Equação 3.10. O modelo resultante  $F_s$  apresentará quatro ( $m = 4$ ) regiões poliédricas e é dado por:

$$F_s \equiv \begin{cases} \begin{cases} x(k+1) = \begin{bmatrix} 0,5 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 0,5 \\ 0 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0,5 \\ 0 \end{bmatrix} \\ y(k) = \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix} \end{cases} & \text{se } H_1 \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0; \\ \begin{cases} x(k+1) = \begin{bmatrix} 0,75 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 0,5 \\ 0 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0,25 \\ 0 \end{bmatrix} \\ y(k) = \begin{bmatrix} 1,5 & 0 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix} \end{cases} & \text{se } H_2 \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0; \\ \begin{cases} x(k+1) = \begin{bmatrix} 0,5 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 0,25 \\ 0 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0,5 \\ 0 \end{bmatrix} \\ y(k) = \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix} \end{cases} & \text{se } H_3 \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0; \\ \begin{cases} x(k+1) = \begin{bmatrix} 0,75 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 0,25 \\ 0 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0,25 \\ 0 \end{bmatrix} \\ y(k) = \begin{bmatrix} 1,5 & 0 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix} \end{cases} & \text{se } H_4 \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0, \end{cases} \quad (3.11)$$

$$\text{com } H_1 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -1 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, H_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, H_3 = -H_2, H_4 = -H_1.$$

### 3.2.2 Configuração com Realimentação

Seja um sistema  $F$  com estrutura PWA dados pela equação a seguir e com realimentação negativa através de um ganho  $K$ , conforme diagrama de blocos apresentado na Figura 23.

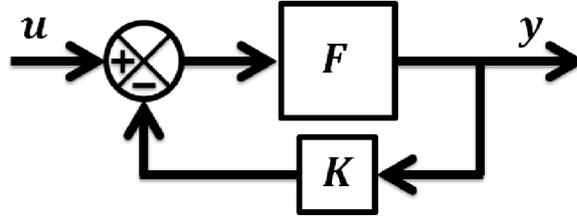


Figura 23 – Configuração com realimentação.

$$F = \begin{cases} x(k+1) = Ax(k) + Bu(k) + f \\ y(k) = Cx(k) + Du(k) + g \end{cases}, \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \end{bmatrix} \in \Omega; \quad (3.12a)$$

$$\Omega = \left\{ \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{n+1} : \begin{bmatrix} H_1 & H_2 & H_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \right\}. \quad (3.12b)$$

O sistema  $F$  resultante da operação de realimentação entre o sistema  $F$  e o ganho  $K$  é apresentado por:

$$F = \begin{cases} x(k+1) = [A - \Upsilon C]x(k) + [B - \Upsilon D]u(k) + [f - \Upsilon g] \\ y(k) = [\Psi^{-1}C]x(k) + [\Psi^{-1}D]u(k) + [\Psi^{-1}g] \end{cases}, \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \end{bmatrix} \in \Omega; \quad (3.13a)$$

$$\Omega = \left\{ \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{n+1} : \begin{bmatrix} H_1 - H_2KC & H_2\Psi & H_3 - H_2Kg \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \right\}, \quad (3.13b)$$

onde  $\Psi = (I - KD)$  e  $\Upsilon = BK\Psi^{-1}$ .

#### 3.2.2.1 Exemplo

Para exemplificar a operação com realimentação entre um sistema representado com estrutura PWA e um ganho, considera-se o exemplo apresentado na Subseção 3.1.2 dado pela Equação 3.7, onde a saída do sistema  $F_2$  é realimentado em um somador inversor, cujo ramo de realimentação apresenta um ganho  $K = 0,25$ . A saída resultante desta operação é

calculada utilizando-se a Equação 3.13. O modelo resultante  $F_r$  apresentará duas ( $m = 2$ ) regiões poliédricas e é dado por:

$$F_r \equiv \begin{cases} \begin{cases} x(k+1) = 0,25x(k) + 1,0u(k) + 0,50 \\ y(k) = 1,0x(k) + 0,0u(k) + 0,00 \end{cases} & \text{se } \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 ; \\ \begin{cases} x(k+1) = 0,375x(k) + 1,0u(k) + 0,25 \\ y(k) = 1,5x(k) + 0,0u(k) + 0,00 \end{cases} & \text{se } \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 . \end{cases} \quad (3.14)$$

### 3.3 Conversão Entre Modelos

Sistemas híbridos podem ser representados por diversas estruturas (HEEMELS; SCHUTTER; BEMPORAD, 2001), cada uma sendo mais apropriada para um objetivo distinto. Dentre estas estruturas está a PWA, tendo sua principal vantagem em ser a primeira extensão da estrutura de representação de sistemas lineares em espaço de estados para sistemas não-lineares e também pela possibilidade de associação dos estados desta estrutura com as grandezas físicas dos processos. Entretanto estão disponíveis na literatura outras estruturas para modelagem de sistemas híbridos, que são:

- Redes de Petri Híbridas, dadas pelos componentes da Figura 24 (DAVID; ALLA, 1994; DAVID; ALLA, 2010);

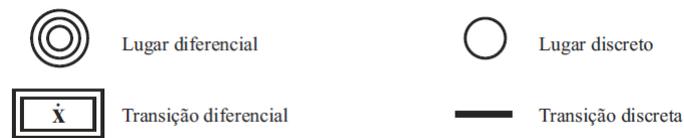


Figura 24 – Rede de Petri híbrida.

- Autômatos Híbridos, dados pelos componentes da Figura 25 (ALUR *et al.*, 1995; HENZINGER, 1996; KOWALEWSKI *et al.*, 2009);
- Sistemas *Max-Min-Plus-Scaling* (MMPS), dados pela equação a seguir (SCHUTTER; BOOM, 2001):

$$\begin{cases} f := x_i|\alpha|\max(f_k, f_l)|\min(f_k, f_l)|f_k + f_l|\beta f_k \\ x(k) = f_x(x(k-1), u(k), v(k)) \\ y(k) = f_y(x(k), u(k), v(k)) \end{cases} ; \quad (3.15)$$

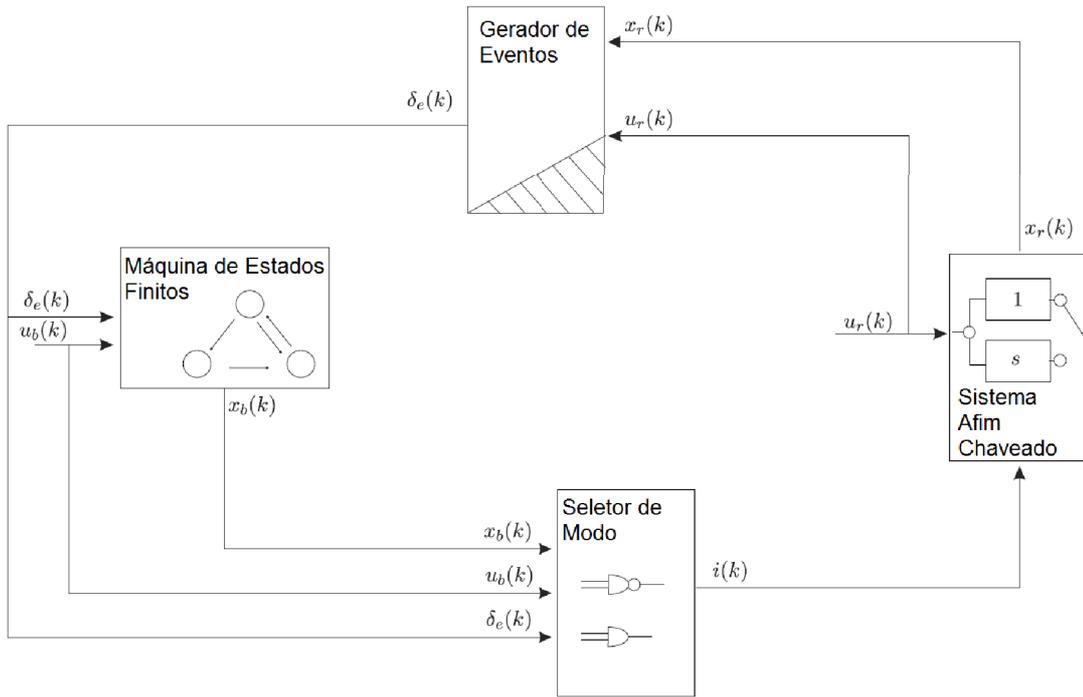


Figura 25 – Automato híbrido.

- Sistemas com Complementaridade Linear (Linear Complementarity - LC), dados pela equação (SCHAFT; SCHUMACHER, 1998; SCHUMACHER; WEILAND; HEEMELS, 2000):

$$\begin{cases} x(k+1) = A_{lc}x(k) + B_{1lc}u(k) + B_{2lc}w(k) \\ y(k) = C_{lc}x(k) + D_{1lc}u(k) + D_{2lc}w(k) \\ v(k) = E_{1lc}x(k) + E_{2lc}u(k) + E_{3lc}w(k) + E_{4lc} \\ 0 \leq v(k) \perp w(k) \geq 0 \end{cases} ; \quad (3.16)$$

- Sistemas com Complementaridade Estendida Linear (Extended Linear Complementarity - ELC), dados pela equação (SCHUTTER; MOOR, 1999; SCHUTTER, 2000):

$$\begin{cases} x(k+1) = A_{elc}x(k) + B_{1elc}u(k) + B_{2elc}d(k) \\ y(k) = C_{elc}x(k) + D_{1elc}u(k) + D_{2elc}d(k) \\ E_{1elc}x(k) + E_{2elc}u(k) + E_{3elc}d(k) \leq E_{4elc} \\ \sum_{i=1}^p \prod_{j \in \Phi_i} (E_{4elc} - E_{1elc}x(k) - E_{2elc}u(k) - E_{3elc}d(k))_j = 0 \end{cases} ; \quad (3.17)$$

- Sistemas Mistos de Lógica e Dinâmica (Mixed Logical Dynamical - MLD), dados

pela equação (BEMPORAD; MORARI, 1999; BEMPORAD, 2004):

$$\begin{cases} x(k+1) = A_{mld}x(k) + B_{1mld}u(k) + B_{2mld}\delta(k) + B_{3mld}z(k) \\ y(k) = C_{mld}x(k) + D_{1mld}u(k) + D_{2mld}\delta(k) + D_{3mld}z(k) \\ E_{2mld}\delta(k) + E_{3mld}z(k) \leq E_{1mld}u(k) + E_{4mld}x(k) + E_{5mld} \end{cases} \quad (3.18)$$

Estes diversos modelos são equivalentes e podem ser convertidos entre si, conforme apresentado na Figura 26 (HEEMELS; SCHUTTER; BEMPORAD, 2001). A equivalência aqui mencionada implica que, para todos estados iniciais possíveis e para todas as trajetórias de entrada possíveis, os modelos equivalentes devem apresentar as mesmas trajetórias dos estados e saída ao longo do tempo.

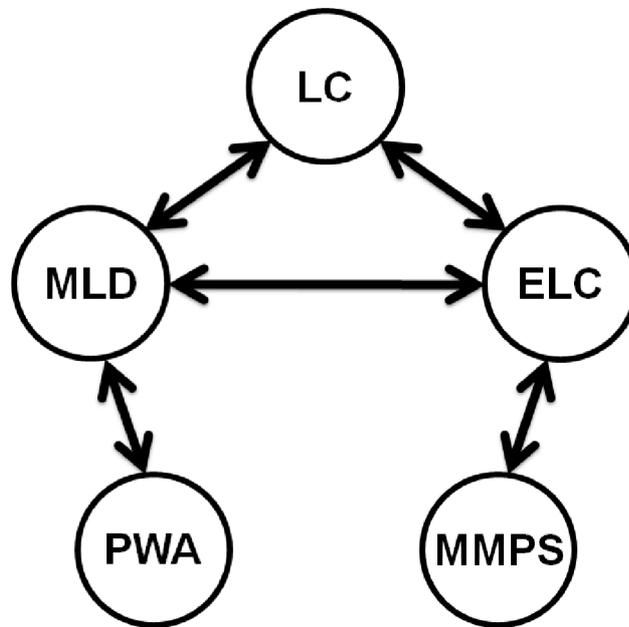


Figura 26 – Equivalência entre modelos para sistemas híbridos.

Dentre as diversas estruturas apresentadas, existe uma que é bastante utilizada para a síntese de controladores avançados e que pode ser utilizada como modelo interno para a lei de controle que é a MLD (BEMPORAD; MORARI, 1999). Portanto, nosso interesse na conversão entre modelos neste trabalho se dá para sistemas PWA e MLD.

Para que se possa realizar a conversão da representação de um sistema com modelo PWA para o modelo MLD é necessário que o sistema PWA seja *well-posed* e que se assuma que o conjunto de estados e entradas possíveis seja limitado (BEMPORAD; MORARI, 1999; HERCEG *et al.*, 2013). Como os modelos MLD somente permitem que as desigualdades da Equação 3.18 sejam irrestritas, na reescrita do sistema híbrido PWA com um modelo MLD, as desigualdades restritas como  $x(k) < 0$  devem ser aproximadas por  $x(k) \leq -\epsilon$  para algum  $\epsilon > 0$ , tipicamente a precisão do computador (HEEMELS; SCHUTTER;

BEMPORAD, 2001). Porém, todas as variáveis presentes no modelo MLD são limitadas entre valores mínimos e máximos.

A conversão de um modelo MLD para a estrutura PWA também é possível, e é bastante difundida na literatura (BEMPORAD; FERRARI-TRECATE; MORARI, 2000; BEMPORAD, 2002; GEYER; TORRISI; MORARI, 2003; VILLA *et al.*, 2004a; BEMPORAD *et al.*, 2009), entretanto o processo inverso não é tão divulgado, sendo o trabalho de Villa *et al.* (2004b) um dos únicos a relatar um método para a conversão, que não é trivial. Portanto, na Subseção 3.3.1, será apresentado um método para conversão do modelo PWA para um modelo MLD.

### 3.3.1 Conversão de PWA para MLD

A conversão da representação de um sistema com modelo PWA para um modelo MLD deve seguir três etapas, que são descritas a seguir.

A primeira etapa é associar a cada submodelo  $i = 1, \dots, m$ , uma variável binária  $\delta_i \in \{0, 1\}$ , ou seja, inteira. Cada uma destas variáveis é associada a cada dinâmica presente no modelo PWA, ou seja:

$$H_{1i}x(k) + H_{2i}u(k) + H_{3i} \leq M_i^* (1 - \delta_i(k)), \quad (3.19)$$

onde a matriz  $H_i$  é particionada em três componentes, sendo  $H_{i1}$  uma matriz de ponderação nos estados  $x(k)$ ,  $H_{i2}$  a matriz de ponderação no sinal de entrada  $u(k)$  e  $H_{i3}$  a matriz de termos independentes. Como o modelo MLD pode ser utilizado somente para representar processos que tenham seus estados e entradas limitadas (BEMPORAD; MORARI, 1999) e o modelo PWA não necessariamente é limitado, a variável  $M_i^*$  é adicionada a este e calculada por:

$$M_i^* \triangleq \max_{x,u \in \Omega_i} H_{1i}x(k) + H_{2i}u(k) + H_{3i}. \quad (3.20)$$

A segunda etapa é garantir que apenas um submodelo será solicitado por vez, ou seja, a soma de todas as variáveis binárias deve ser sempre igual a um:

$$\sum_{i=1}^m \delta_i(k) = 1. \quad (3.21)$$

Entretanto, a Equação 3.21 pode ser representada pelas desigualdades lineares:

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^m \delta_i(k) \leq 1 \\ -\sum_{i=1}^m \delta_i(k) \leq -1 \end{cases}. \quad (3.22)$$

A terceira etapa é associar uma variável auxiliar a cada variável de estado da equação de estados e a cada variável de estado na equação de saída da Equação 3.2, conforme:

$$z_i(k) = \mathcal{F}_i(x(k), u(k)) \delta_i(k), \quad (3.23)$$

onde  $z_i \in \mathbb{R}^{m(n+1)}$  e  $\mathcal{F}$  representa a utilização da equação de estados ( $A_i x(k) + B_i u(k) + f_i$ ) ou da equação de saída ( $C_i x(k) + D_i u(k) + g_i$ ) do modelo PWA (Equação 3.2).

A Equação 3.23 é equivalente às seguintes desigualdades:

$$\begin{cases} z_i(k) \leq M_i \delta_i(k) \\ z_i(k) \geq m_i \delta_i(k) \\ z_i(k) \leq \mathcal{F}_i(x(k), u(k)) - m_i + m_i \delta_i(k) \\ z_i(k) \geq \mathcal{F}_i(x(k), u(k)) - M_i + M_i \delta_i(k) \end{cases}, \quad (3.24)$$

onde  $m_i \triangleq \min_{x, u \in \Omega_i} \mathcal{F}_i(x(k), u(k))$  e  $M_i \triangleq \max_{x, u \in \Omega_i} \mathcal{F}_i(x(k), u(k))$  devido à imposição de limites nos estados e sinal de entrada necessária ao modelo MLD.

Após a realização destas três etapas, o conjunto de desigualdades das Equações 3.19, 3.22 e 3.24 deve ser agrupado para formar as matrizes  $E_{1mld}$ ,  $E_{2mld}$ ,  $E_{3mld}$ ,  $E_{4mld}$  e  $E_{5mld}$  do modelo MLD (Equação 3.18) com estrutura e dimensões apropriadas, obtendo-se então:

$$\begin{cases} x(k+1) = \sum_{i=1}^{m \cdot n} z_i(k) \\ y(k) = \sum_{i=m \cdot n + 1}^{m \cdot n + m} z_i(k) \\ E_{2mld} \delta(k) + E_{3mld} z(k) \leq E_{1mld} u(k) + E_{4mld} x(k) + E_{5mld} \end{cases}. \quad (3.25)$$

### 3.3.1.1 Exemplo

Para exemplificar a conversão da representação de modelos com estrutura PWA para estrutura MLD, considera-se o exemplo apresentado na Subseção 3.1.2 dado pela Equação 3.7 e a metodologia de conversão apresentada na Subseção Subseção 3.3.1, com  $u \in [-10, 10]$  e  $x \in [-50, 25]$ .

Como este exemplo representa um sistema de primeira ordem e opera com dois modos distintos, serão necessárias duas variáveis binárias  $\delta_1$  e  $\delta_2$  para representar estes modos e também serão necessárias quatro variáveis auxiliares, sendo  $z_1$  e  $z_2$  para a equação de estados e  $z_3$  e  $z_4$  para a equação de saída. O sistema  $F_2$  pode ser representado pela

seguinte equação:

$$\begin{cases} x(k+1) = [0,50x(k) + u(k) + 0,50] \delta_1 + [0,75x(k) + u(k) + 0,25] \delta_2 \\ y(k) = 1,0x(k)\delta_1 + 1,5x(k)\delta_2 \end{cases} . \quad (3.26)$$

Considerando  $z_1 = [0,50x(k) + u(k) + 0,50] \delta_1$ ,  $z_2 = [0,75x(k) + u(k) + 0,25] \delta_2$ ,  $z_3 = 1,0x(k)\delta_1$  e  $z_4 = 1,5x(k)\delta_2$ , onde  $\delta = [\delta_1 \ \delta_2]^T$  e  $z = [z_1 \ z_2 \ z_3 \ z_4]^T$ , a Equação 3.26 pode ser reescrita através da estrutura MLD como:

$$\begin{cases} x(k+1) = [0] x(k) + [0] u(k) + [0 \ 0] \delta(k) + [1 \ 1 \ 0 \ 0] z(k) \\ y(k) = [0] x(k) + [0] u(k) + [0 \ 0] \delta(k) + [0 \ 0 \ 1 \ 1] z(k) \\ E_2 \delta(k) + E_3 z(k) \leq E_1 u(k) + E_4 x(k) + E_5 \end{cases} , \quad (3.27)$$

onde as matrizes  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $E_3$ ,  $E_4$  e  $E_5$  são calculadas através da metodologia da Subseção 3.3.1.

O primeiro passo é determinar as desigualdades relacionadas as regiões poliédricas do modelo PWA através da Equação 3.19, onde  $M_1^* = 50,1$  e  $M_2^* = 25,1$ , conforme Equação 3.20, obtendo-se:

$$\begin{bmatrix} 50,1 & 0 \\ 0 & 25,1 \end{bmatrix} \delta(k) + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} z(k) \leq \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 1 \\ -1 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 50,1 \\ 25,1 \end{bmatrix} . \quad (3.28)$$

O segundo passo é garantir que apenas um modo esteja ativo a cada instante de tempo através das Equações 3.21 e 3.22, chegando-se a:

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 \\ -1 & -1 \end{bmatrix} \delta(k) + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} z(k) \leq \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 1 \\ -1 \end{bmatrix} . \quad (3.29)$$

O terceiro passo é determinar as desigualdades relacionadas aos limites de operação das variáveis auxiliares  $z_i$ , utilizando a Equação 3.24, onde  $m_1 = -47,35$ ,  $M_1 = 29,1$ ,  $m_2 = -47,35$ ,  $M_2 = 29,1$ ,  $m_3 = -75,1$ ,  $M_3 = 37,6$ ,  $m_4 = -75,1$  e  $M_4 = 37,6$ , conforme as inequações:

$$\begin{bmatrix} -29,1 & 0 \\ -47,35 & 0 \\ 47,35 & 0 \\ 29,1 & 0 \end{bmatrix} \delta(k) + \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} z(k) \leq \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ -1 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0,5 \\ -0,5 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 47,85 \\ 28,6 \end{bmatrix} ; \quad (3.30)$$

$$\begin{bmatrix} 0 & -29,1 \\ 0 & -47,35 \\ 0 & 47,35 \\ 0 & 29,1 \end{bmatrix} \delta(k) + \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 \end{bmatrix} z(k) \leq \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ -1 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0,75 \\ -0,75 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 47,6 \\ 28,85 \end{bmatrix} ; \quad (3.31)$$

$$\begin{bmatrix} -37,6 & 0 \\ -75,1 & 0 \\ 75,1 & 0 \\ 37,6 & 0 \end{bmatrix} \delta(k) + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \end{bmatrix} z(k) \leq \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ -1 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 75,1 \\ 37,6 \end{bmatrix} ; \quad (3.32)$$

$$\begin{bmatrix} 0 & -37,6 \\ 0 & -75,1 \\ 0 & 75,1 \\ 0 & 37,6 \end{bmatrix} \delta(k) + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & -1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} z(k) \leq \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} u(k) + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1,5 \\ -1,5 \end{bmatrix} x(k) + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 75,1 \\ 37,6 \end{bmatrix} . \quad (3.33)$$

As inequações 3.30 a 3.33 podem ser combinadas gerando a representação final do



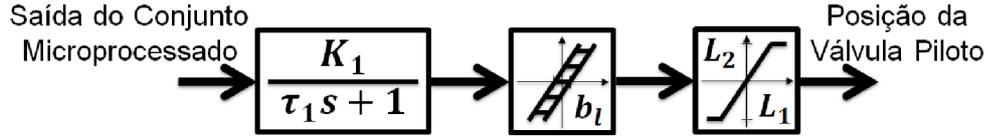


Figura 27 – Válvula Piloto.

As equações da válvula piloto em tempo discreto são:

$$x_1(k) = ax_1(k-1) + bu(k-1); \quad (3.35)$$

$$x_2(k) = \begin{cases} x_1(k) + b_l & \text{se } x_1(k) \leq x_2(k-1) - b_l \\ x_2(k-1) & \text{se } x_1(k) < x_2(k-1) + b_l \\ & \text{e } x_1(k) > x_2(k-1) - b_l \\ x_1(k) - b_l & \text{se } x_1(k) \geq x_2(k-1) + b_l \end{cases}; \quad (3.36)$$

$$y(k) = \begin{cases} L_1 & \text{se } x_2(k) \leq L_1 \\ x_2(k) & \text{se } L_1 < x_2(k) < L_2 \\ L_2 & \text{se } x_2(k) \geq L_2 \end{cases}, \quad (3.37)$$

sendo  $a = \exp(-\Delta t/\tau_1)$  e  $b = K_1(1-a)$ .

A Equação 3.35 representa a dinâmica de primeira ordem da válvula, a Equação 3.36 representa a histerese da válvula e a Equação 3.37 representa suas limitações de deslocamento.

Nestas equações  $u$  é a saída do conjunto microprocessado,  $x = [x_1 \ x_2]$  é o vetor de estados,  $x_1$  é o estado relacionado com a dinâmica linear do sistema de primeira ordem,  $x_2$  é o estado relacionado com a não-linearidade do tipo *backlash* do modelo, e  $y$  é a posição da válvula piloto.

Portanto, os modelos dos três componentes em série (dinâmica de primeira ordem, *backlash* e saturação) da válvula piloto, dados pelas Equações 3.35, 3.36 e 3.37, podem ser reescritos em termos da estrutura PWA, como mostrado nas equações a seguir, respectivamente:

$$\begin{cases} x(k+1) = ax(k) + bu(k) \\ y(k) = x(k) \end{cases}; \quad (3.38)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = u(k) + b_l \\ y(k) = u(k) + b_l \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} -1 & 1 & b_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \\ \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = x(k) \\ y(k) = x(k) \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 1 & -1 & -b_l \\ -1 & 1 & -b_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \\ \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = u(k) - b_l \\ y(k) = u(k) - b_l \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 1 & -1 & b_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \end{array} \right. ; \quad (3.39)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = 0 \\ y(k) = L_1 \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 0 & 1 & -L_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \\ \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = 0 \\ y(k) = u(k) \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 0 & -1 & L_1 \\ 0 & 1 & -L_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \\ \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = 0 \\ y(k) = L_2 \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 0 & -1 & L_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \end{array} \right. . \quad (3.40)$$

O modelo completo com estrutura PWA da válvula piloto pode ser calculado utilizando a configuração em série da Equação 3.10. O modelo resultante é dado pela Equação 3.2, reproduzida como segue:

$$\begin{aligned} x(k+1) &= A_i x(k) + B_i u(k) + f_i \\ y(k) &= C_i x(k) + D_i u(k) + g_i ; \\ &\text{para } \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \end{bmatrix} \in \Omega_i \end{aligned} \quad (3.41)$$

$$A_{1,2,3,7,8,9} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 0 & a \end{bmatrix}, \quad A_{4,5,6} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & a \end{bmatrix}; \quad (3.42a)$$

$$B_{1,2,3,4,5,6,7,8,9} = \begin{bmatrix} 0 \\ b \end{bmatrix}; \quad (3.42b)$$

$$C_{1,7} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad C_4 = \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix}, \quad C_{2,3,5,6,8,9} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \end{bmatrix}; \quad (3.42c)$$

$$D_{1,2,3,4,5,6,7,8,9} = \begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix}; \quad (3.42d)$$

$$f_{1,2,3} = \begin{bmatrix} b_l \\ 0 \end{bmatrix}, \quad f_{4,5,6} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad f_{7,8,9} = \begin{bmatrix} -b_l \\ 0 \end{bmatrix}; \quad (3.42e)$$

$$g_1 = [b_l], g_4 = [0], g_7 = [-b_l], g_{2,5,8} = [L_2], g_{3,6,9} = [L_1]; \quad (3.42f)$$

$$H_1 = \begin{bmatrix} -1 & 1 & 0 & b_l \\ 0 & 1 & 0 & b_l - L_2 \\ 0 & -1 & 0 & -b_l + L_1 \end{bmatrix}, H_2 = \begin{bmatrix} -1 & 1 & 0 & b_l \\ 0 & -1 & 0 & -b_l + L_2 \end{bmatrix}; \quad (3.42g)$$

$$H_3 = \begin{bmatrix} -1 & 1 & 0 & b_l \\ 0 & 1 & 0 & b_l - L_1 \end{bmatrix}, H_4 = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 & -b_l \\ -1 & 1 & 0 & -b_l \\ 1 & 0 & 0 & -L_2 \\ -1 & 0 & 0 & L_1 \end{bmatrix}; \quad (3.42h)$$

$$H_5 = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 & -b_l \\ -1 & 1 & 0 & -b_l \\ -1 & 0 & 0 & L_2 \end{bmatrix}, H_6 = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 & -b_l \\ -1 & 1 & 0 & -b_l \\ 1 & 0 & 0 & -L_1 \end{bmatrix}; \quad (3.42i)$$

$$H_7 = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 & b_l \\ 0 & 1 & 0 & -b_l - L_2 \\ 0 & -1 & 0 & b_l + L_1 \end{bmatrix}, H_8 = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 & b_l \\ 0 & -1 & 0 & b_l + L_2 \end{bmatrix}; \quad (3.42j)$$

$$H_9 = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 & b_l \\ 0 & 1 & 0 & -b_l - L_1 \end{bmatrix}, \quad (3.42k)$$

com os parâmetros das matrizes dados pela Equação 3.42. O número de regiões poliédricas do modelo é  $m = 9$ ,  $i = 1, \dots, m$ .

### 3.4.2 Válvula Distribuidora

A modelagem não-linear da válvula distribuidora em tempo discreto, cujo diagrama de blocos é apresentado na Figura 15 e está reproduzido na Figura 28.

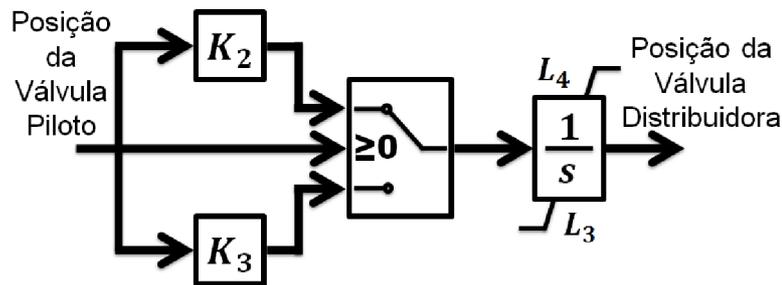


Figura 28 – Válvula Distribuidora.

As equações da válvula distribuidora em tempo discreto são:

$$x(k+1) = \begin{cases} x(k) + K_2 \Delta t u(k) & \text{se } u(k) \geq 0 \\ x(k) + K_3 \Delta t u(k) & \text{se } u(k) < 0 \end{cases}; \quad (3.43)$$

$$y(k) = \begin{cases} L_3 & \text{se } x(k+1) \leq L_3 \\ x(k+1) & \text{se } L_3 < x(k+1) < L_4 \\ L_4 & \text{se } x(k+1) \geq L_4 \end{cases} . \quad (3.44)$$

A Equação 3.43 representa o processo integrador com ganho variável da válvula (o ganho se altera em função do sentido de deslocamento da válvula) e a Equação 3.44 representa suas limitações de deslocamento.

Nestas equações  $u$  é a saída da válvula piloto,  $x$  é o estado relacionado com a dinâmica do integrador do modelo, e  $y$  é a posição da válvula distribuidora.

Portanto, os dois componentes (dinâmica do integrador com ganho variável e saturação) da válvula distribuidora, dados pelas Equações 3.43 e 3.44, podem ser reescritos em termos da estrutura PWA, como segue, respectivamente:

$$\left\{ \begin{array}{l} \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = 0 \\ y(k) = K_2 u(k) \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \succeq 0 \\ \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = 0 \\ y(k) = K_3 u(k) \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \end{array} \right. ; \quad (3.45)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = L_3 \\ y(k) = x(k) \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 1 & \Delta t & -L_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \\ \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = x(k) + \Delta t u(k) \\ y(k) = x(k) \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} -1 & -\Delta t & L_3 \\ 1 & \Delta t & -L_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \\ \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = L_4 \\ y(k) = x(k) \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} -1 & -\Delta t & L_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \end{array} \right. . \quad (3.46)$$

O modelo completo com estrutura PWA da válvula distribuidora pode ser calculado utilizando-se a configuração em série da Equação 3.10. O modelo resultante é dado pela Equação 3.2, reproduzida a seguir, com os parâmetros das matrizes dados por:

$$\begin{aligned} x(k+1) &= A_i x(k) + B_i u(k) + f_i \\ y(k) &= C_i x(k) + D_i u(k) + g_i ; \\ &\text{para } \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \end{bmatrix} \in \Omega_i \end{aligned} \quad (3.47)$$

$$A_{1,2} = [1], A_{3,4,5,6} = [0]; \quad (3.48a)$$

$$B_1 = [K_2\Delta t], B_2 = [K_3\Delta t], B_{3,4,5,6} = [0]; \quad (3.48b)$$

$$C_{1,2,3,4,5,6} = [1]; \quad (3.48c)$$

$$D_{1,2,3,4,5,6} = [0]; \quad (3.48d)$$

$$f_{1,2} = [0], f_{3,4} = [L_4], f_{5,6} = [L_3]; \quad (3.48e)$$

$$g_{1,2,3,4,5,6} = [0]; \quad (3.48f)$$

$$H_1 = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \\ 1 & K_2\Delta t & -L_4 \\ -1 & -K_2\Delta t & L_3 \end{bmatrix}, H_2 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 1 & K_3\Delta t & -L_4 \\ -1 & -K_3\Delta t & L_3 \end{bmatrix}; \quad (3.48g)$$

$$H_3 = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \\ -1 & -K_2\Delta t & L_4 \end{bmatrix}, H_4 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -1 & -K_3\Delta t & L_4 \end{bmatrix}; \quad (3.48h)$$

$$H_5 = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \\ 1 & K_2\Delta t & -L_3 \end{bmatrix}, H_6 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 1 & K_3\Delta t & -L_3 \end{bmatrix}. \quad (3.48i)$$

O número de regiões poliédricas do modelo é  $m = 6$ ,  $i = 1, \dots, m$ .

### 3.4.3 Servomotor do Distribuidor

A modelagem não-linear do servomotor do distribuidor em tempo discreto, cujo diagrama de blocos é apresentado na Figura 16 e está reproduzido na Figura 29.

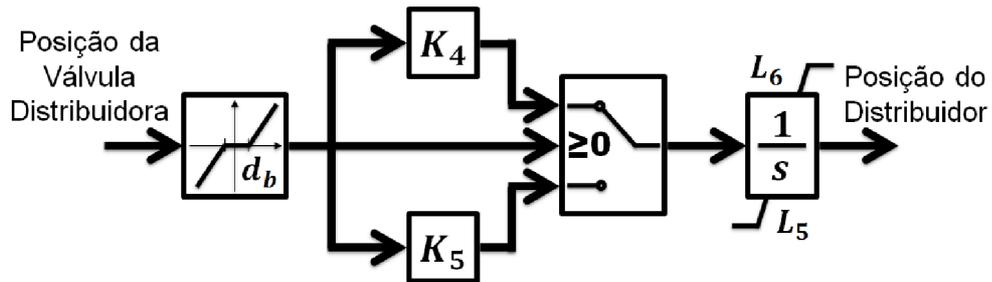


Figura 29 – Servomotor do Distribuidor.

As equações do servomotor do distribuidor em tempo discreto são:

$$x_1(k) = \begin{cases} u(k) - d_b & \text{se } u(k) \geq d_b \\ 0 & \text{se } -d_b < u(k) < d_b \\ u(k) + d_b & \text{se } u(k) \leq -d_b \end{cases}; \quad (3.49)$$

$$x_2(k+1) = \begin{cases} x_2(k) + K_4\Delta t x_1(k) & \text{se } x_1(k) \geq 0 \\ x_2(k) + K_5\Delta t x_1(k) & \text{se } x_1(k) < 0 \end{cases}; \quad (3.50)$$

$$y(k) = \begin{cases} L_5 & \text{se } x_2(k+1) \leq L_5 \\ x_2(k+1) & \text{se } L_5 < x_2(k+1) < L_6 \\ L_6 & \text{se } x_2(k+1) \geq L_6 \end{cases} . \quad (3.51)$$

A Equação 3.49 representa a zona morta do servomotor, a Equação 3.50 representa o processo integrador com ganho variável do servomotor (o ganho se altera em função do sentido de deslocamento do servomotor) e a Equação 3.51 representa suas limitações de deslocamento.

Nestas equações  $u$  é a saída da válvula distribuidora,  $x_1$  é o estado relacionado com a zona morta do modelo,  $x_2$  é o estado relacionado com a dinâmica do integrador do modelo, e  $y$  é a posição do servomotor do distribuidor.

Portanto, os três componentes (dinâmica do integrador com ganho variável e saturação) do servomotor do distribuidor, dados pelas Equações 3.49, 3.50 e 3.51, podem ser reescritos em termos da estrutura PWA, como segue, respectivamente:

$$\left\{ \begin{array}{l} \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = 0 \\ y(k) = u(k) - d_b \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 0 & -1 & d_b \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \succeq 0 \\ \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = 0 \\ y(k) = 0 \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 0 & -1 & -d_b \\ 0 & 1 & -d_b \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \\ \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = 0 \\ y(k) = u(k) + d_b \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 0 & 1 & d_b \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \end{array} \right. ; \quad (3.52)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = 0 \\ y(k) = K_4 u(k) \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \\ \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = 0 \\ y(k) = K_5 u(k) \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \end{array} \right. ; \quad (3.53)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = L_5 \\ y(k) = x(k) \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} 1 & \Delta t & -L_5 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \\ \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = x(k) + \Delta t u(k) \\ y(k) = x(k) \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} -1 & -\Delta t & L_5 \\ 1 & \Delta t & -L_6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \\ \left\{ \begin{array}{l} x(k+1) = L_6 \\ y(k) = x(k) \end{array} \right. \text{ se } \begin{bmatrix} -1 & -\Delta t & L_6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \\ 1 \end{bmatrix} \preceq 0 \end{array} \right. \quad (3.54)$$

O modelo completo com estrutura PWA do servomotor do distribuidor pode ser calculado utilizando a configuração em série da Equação 3.10. O modelo resultante é dado pela Equação 3.2, reproduzida a seguir, com os parâmetros das matrizes dados por:

$$\begin{aligned} x(k+1) &= A_i x(k) + B_i u(k) + f_i \\ y(k) &= C_i x(k) + D_i u(k) + g_i ; \\ \text{para } \begin{bmatrix} x(k) \\ u(k) \end{bmatrix} &\in \Omega_i \end{aligned} \quad (3.55)$$

$$A_{1,4,5} = [1], \quad A_{2,3,6,7,8,9} = [0]; \quad (3.56a)$$

$$B_4 = [K_4 \Delta t], \quad B_5 = [K_5 \Delta t], \quad B_{1,2,3,6,7,8,9} = [0]; \quad (3.56b)$$

$$C_{1,2,3,4,5,6,7,8,9} = [1]; \quad (3.56c)$$

$$D_{1,2,3,4,5,6,7,8,9} = [0]; \quad (3.56d)$$

$$f_{2,6,7} = [L_6], \quad f_{3,8,9} = [L_5], \quad f_1 = [0], \quad f_4 = [-d_b K_4 \Delta t], \quad f_5 = [d_b K_5 \Delta t]; \quad (3.56e)$$

$$g_{1,2,3,4,5,6,7,8,9} = [0]; \quad (3.56f)$$

$$H_1 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & -d_b \\ 0 & -1 & -d_b \\ -1 & 0 & L_5 \\ 1 & 0 & -L_6 \end{bmatrix}, \quad H_2 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & -d_b \\ 0 & -1 & -d_b \\ -1 & 0 & L_6 \end{bmatrix}; \quad (3.56g)$$

$$H_3 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & -d_b \\ 0 & -1 & -d_b \\ 1 & 0 & L_5 \end{bmatrix}, \quad H_4 = \begin{bmatrix} 0 & -1 & d_b \\ -1 & -K_4 \Delta t & L_5 + d_b K_4 \Delta t \\ 1 & K_4 \Delta t & -L_6 - d_b K_4 \Delta t \end{bmatrix}; \quad (3.56h)$$

$$H_5 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & d_b \\ -1 & -K_5 \Delta t & L_5 - d_b K_5 \Delta t \\ 1 & K_5 \Delta t & -L_6 + d_b K_5 \Delta t \end{bmatrix}, \quad H_6 = \begin{bmatrix} 0 & -1 & d_b \\ -1 & -K_4 \Delta t & L_6 + d_b K_4 \Delta t \end{bmatrix}; \quad (3.56i)$$

$$H_7 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & d_b \\ -1 & -K_5\Delta t & L_6 - d_b K_5\Delta t \end{bmatrix}, \quad H_8 = \begin{bmatrix} 0 & -1 & d_b \\ 1 & K_4\Delta t & -L_5 - d_b K_4\Delta t \end{bmatrix}; \quad (3.56j)$$

$$H_9 = \begin{bmatrix} 0 & -1 & d_b \\ 1 & K_5\Delta t & -L_5 + d_b K_5\Delta t \end{bmatrix}. \quad (3.56k)$$

O número de regiões poliédricas do modelo é  $m = 9$ ,  $i = 1, \dots, m$ .

### 3.5 Estimação de Parâmetros do Amplificador Hidráulico

Seja um sistema  $S$  com modelo PWA genérico em espaço de estados dado pela Equação 3.2 e um conjunto de dados de entradas e saídas ( $u$  e  $y$ ). O problema de identificação do sistema  $S$  é equivalente a: estimar a ordem  $n$  do modelo, quantos submodelos  $m$  estão presentes, as regiões  $\Omega_i$  dos submodelos e as matrizes  $A_i$ ,  $B_i$ ,  $f_i$ ,  $C_i$ ,  $D_i$ ,  $g_i$ . Este problema de identificação de sistemas é muito difícil e computacionalmente intratável (PAOLETTI *et al.*, 2007).

Entretanto, a modelagem do amplificador hidráulico usando estrutura PWA, como apresentado na Seção 3.4, está baseada na física do equipamento, e esta abordagem é aqui classificada como modelagem semi-física. Portanto são conhecidas a ordem  $n$  do modelo, a quantidade de submodelos  $m$  e a estrutura das regiões  $\Omega_i$  e das matrizes  $A_i$ ,  $B_i$ ,  $f_i$ ,  $C_i$ ,  $D_i$ ,  $g_i$ . Isto torna a complexidade do problema de identificação menor do que o caso genérico.

Além disso, uma vez que as saídas das válvulas e do servomotor são conhecidas, o processo de identificação do sistema esta sendo aplicado separadamente a cada um dos três componentes do amplificador hidráulico aqui proposto. Em outras palavras, para a válvula piloto,  $u$  é o sinal medido do conjunto microprocessado e  $y$  é a medida de deslocamento da válvula piloto, como mostrado na Figura 14. Para a válvula distribuidora,  $u$  é a medida de deslocamento da válvula piloto e  $y$  é a medida de deslocamento da válvula distribuidora, como mostrado na Figura 15. Para o servomotor do distribuidor,  $u$  é a medida de deslocamento da válvula distribuidora e  $y$  é a medida de deslocamento do servomotor do distribuidor, como mostrado na Figura 16.

Portanto, o problema de identificação de parâmetros se resume em encontrar os parâmetros das matrizes  $A_i$ ,  $B_i$ ,  $f_i$ ,  $C_i$ ,  $D_i$ ,  $g_i$  e  $H_i$ , que representam o espaço de estados de cada um dos componentes do amplificador hidráulico e as regiões  $\Omega_i$  a que eles pertencem (Equações 3.42, 3.48 e 3.56). Isto recai no seguinte problema de otimização:

$$\begin{aligned} & \min_{\theta_i} \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N \sum_{i=1}^m \ell(y(k) - \hat{y}_i(k)) \chi_i(k) \\ & \text{sujeito a} \\ & x(k+1) = F_x(x(k), u(x), \theta_i) \\ & \hat{y}_i(k) = F_y(x(k), u(x), \theta_i) \end{aligned}, \quad (3.57)$$

onde  $N$  é a quantidade de dados disponível,  $\ell(\cdot)$  é uma função não negativa, tipicamente  $\ell(\epsilon) = \epsilon^2$ ,  $\theta_i$  são os parâmetros das matrizes  $A_i$ ,  $B_i$ ,  $f_i$ ,  $C_i$ ,  $D_i$ ,  $g_i$  e  $H_i$ ,  $\hat{y}_i$  é a saída estimada calculada com as informações das entradas e dos parâmetros  $\theta_i$  através da Equação 3.2 e  $\chi_i$  é calculado por:

$$\chi_i(k) = \begin{cases} 1 & \text{se } [x(k) \quad u(k)]^T \in \Omega_i, \forall i. \\ 0 & \text{caso contrário} \end{cases} \quad (3.58)$$

O Problema 3.57 pode ser resolvido, e ter os parâmetros  $\theta_i$  do modelo estimados, usando abordagens como métodos *Prediction Error* ou métodos numéricos, com algoritmos Newton ou quasi-Newton, dentre outros (ROLL, 2003). Neste caso, a dinâmica do sistema PWA deve ser contínua, ou seja, o mapeamento PWA (interseção das regiões poliédricas) deve ser contínuo (PAOLETTI *et al.*, 2007; PUCAR; SJOBERG, 1998; VERDULT; VERHAEGEN, 2004), o que é o caso apresentado neste trabalho. Outra abordagem possível, quando o número  $m$  de sub-modelos é conhecido, é encontrar os parâmetros  $\theta_i$  reescrevendo o problema de otimização da Equação 3.57 como um problema de Programação Linear ou Quadrática Inteira Mista (*Mixed-Integer Linear or Quadratic Program* - MILP/MIQP) e resolvendo-o com algoritmos apropriados (FLOUDAS, 1995).

## 3.6 Software IdentUHE

Para facilitar a aplicação desta metodologia na estimação dos parâmetros dos modelos propostos para os componentes do amplificador hidráulico, desenvolveu-se um pacote computacional denominado de IdentUHE que engloba os algoritmos de estimação de parâmetros PWA e uma *Graphical User Interface* (GUI), a qual possibilita a utilização de dados coletados em campo. A Figura 30 apresenta a tela principal desta interface com o usuário.

A interface gráfica, conforme apresentado na Figura 30, foi desenvolvida para apresentar modelos dos componentes da malha de controle de velocidade das unidades geradoras de uma usina hidrelétrica, conforme detalhamento dado em Donaisky, Oliveira e Leandro (2014).

Detalhes da interface são apresentados na Figura 31, onde se podem observar os seguintes campos:

- O campo (1), em amarelo, apresenta o diagrama de blocos da malha de controle de velocidade das unidades geradoras da UHE, conforme Figuras 3 e 10.
- O campo (2), em verde, apresenta o carregamento de dados e é composto por um botão, para carregar dados, e uma mensagem informando se os dados estão ou não carregados.

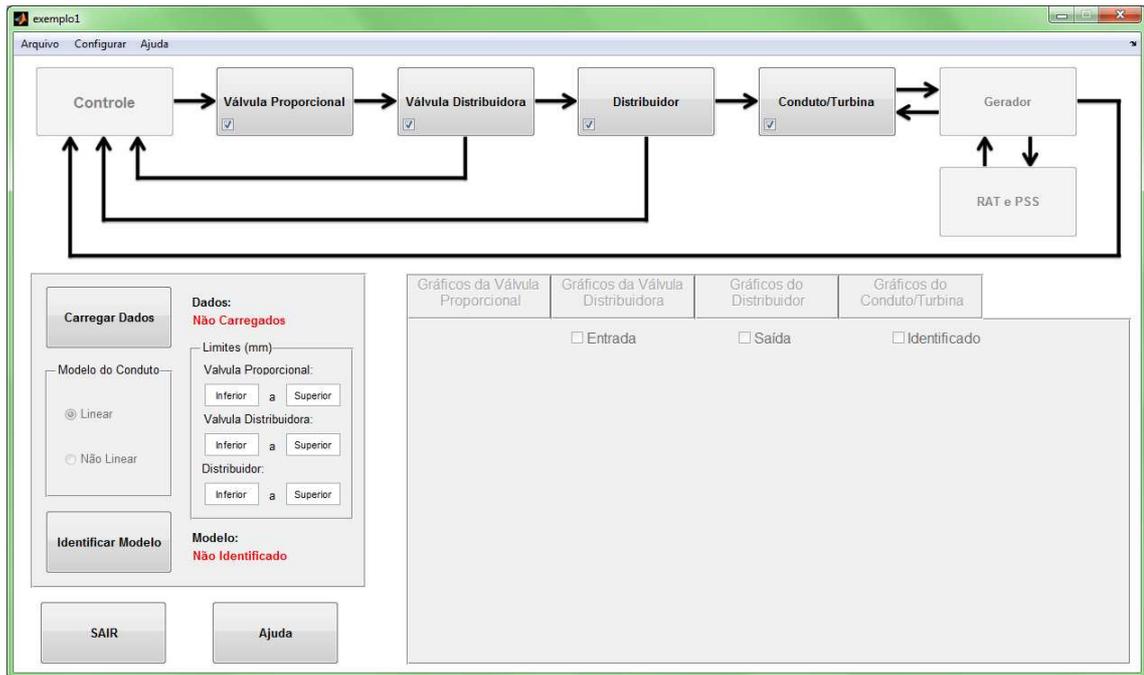


Figura 30 – Tela principal da IdentUHE.

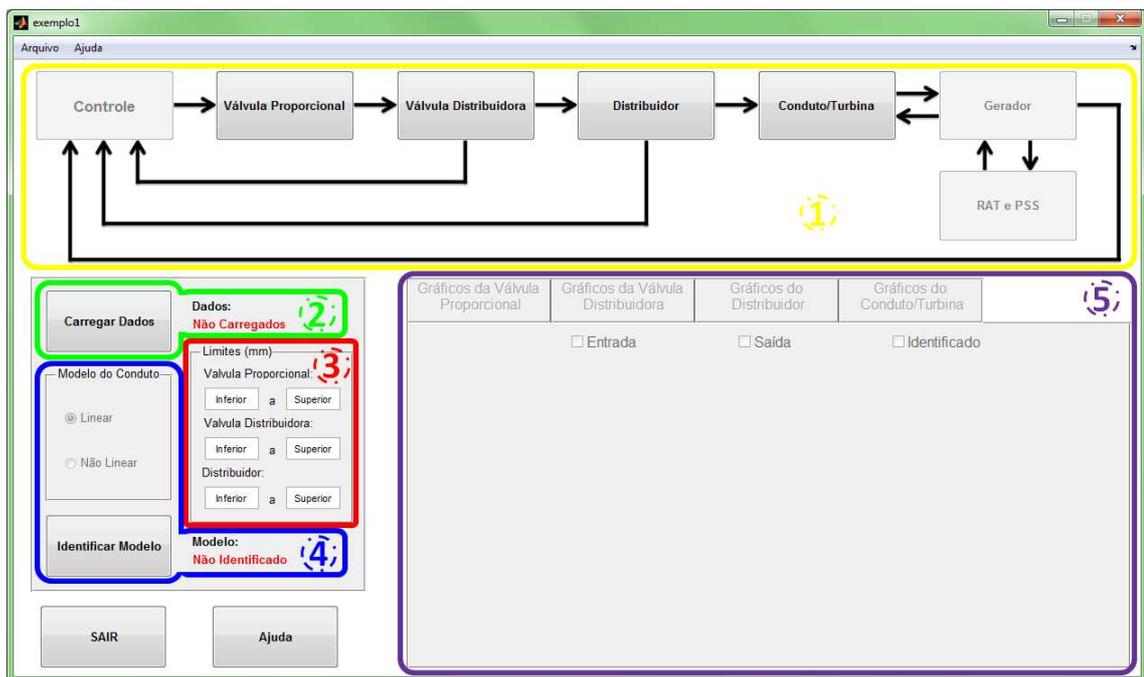


Figura 31 – Detalhamento da tela principal do IdentUHE.

- O campo (3), em vermelho, é onde o usuário informará os limites físicos, em milímetros, dos componentes da malha de controle de velocidade.
- O campo (4), em azul, relacionado a estimação dos parâmetros dos modelos para os componentes da malha de controle de velocidade é composto por uma seleção da estrutura do Conduto Forçado/Turbina (linear ou não-linear), um botão, para

identificar os parâmetros, e uma mensagem informando se os parâmetros estão ou não estimados.

- O campo (5), em roxo, apresenta os gráficos dos dados de entrada, saída e previsão do modelo identificado em abas para cada componente da malha de controle de velocidade.

A estrutura dos dados utilizada na interface é um arquivo de dados salvo no formato ".mat", formato de arquivo de dados do MATLAB. O arquivo de dados deve conter os dados na forma de vetores coluna com as seguintes informações: tempo, entrada da válvula proporcional, saída da válvula proporcional, saída da válvula distribuidora e saída do distribuidor, todos obtidos dos transdutores e em miliamperes, com exceção do tempo.

Utilizando o IdentUHE, é possível selecionar os componentes a serem identificados através de um *check box* no canto inferior esquerdo de cada componente, portanto sendo possível a estimação dos parâmetros de cada um de forma independente.

Para dar início ao processo de identificação, é necessário inserir os limites de atuação das válvulas proporcional e distribuidora e do distribuidor, em milímetros. Caso estas informações não sejam fornecidas, o processo de identificação não poderá ser iniciado e mensagens informarão ao usuário que será necessário informar estes limites.

Ao término do processo de identificação dos parâmetros dos modelos dos componentes da malha de controle de velocidade, nas abas de gráficos serão apresentados os gráficos de saída dos modelos de previsão para cada componente identificado, além dos gráficos dos dados de entrada e saída utilizados para a estimação dos parâmetros, como pode ser observado um exemplo na Figura 32.

Após realizada a estimação dos parâmetros, clicando sobre cada componente indicado, é possível visualizar o modelo matemático que o representa através de um diagrama de blocos. Os componentes do amplificador hidráulico, a válvula piloto, a válvula distribuidora e o servomotor do distribuidor, são representados em telas secundárias conforme apresentado nas Figuras 33, 34 e 35, respectivamente.

### 3.7 Comentários sobre o Capítulo

Inicialmente, este capítulo abordou a definição de sistemas híbridos do tipo Afim por Partes, ou PWA. Apresentou-se o equacionamento matemático inédito necessário para realizar a operação entre modelos com esta estrutura quando em série ou em realimentação com ganho constante. Também foram apresentadas outras estruturas de sistemas híbridos e a possibilidade da conversão entre estruturas. Em especial, apresentou-se a conversão de modelos com estrutura PWA para estrutura MLD, devido a afinidade com projeto de

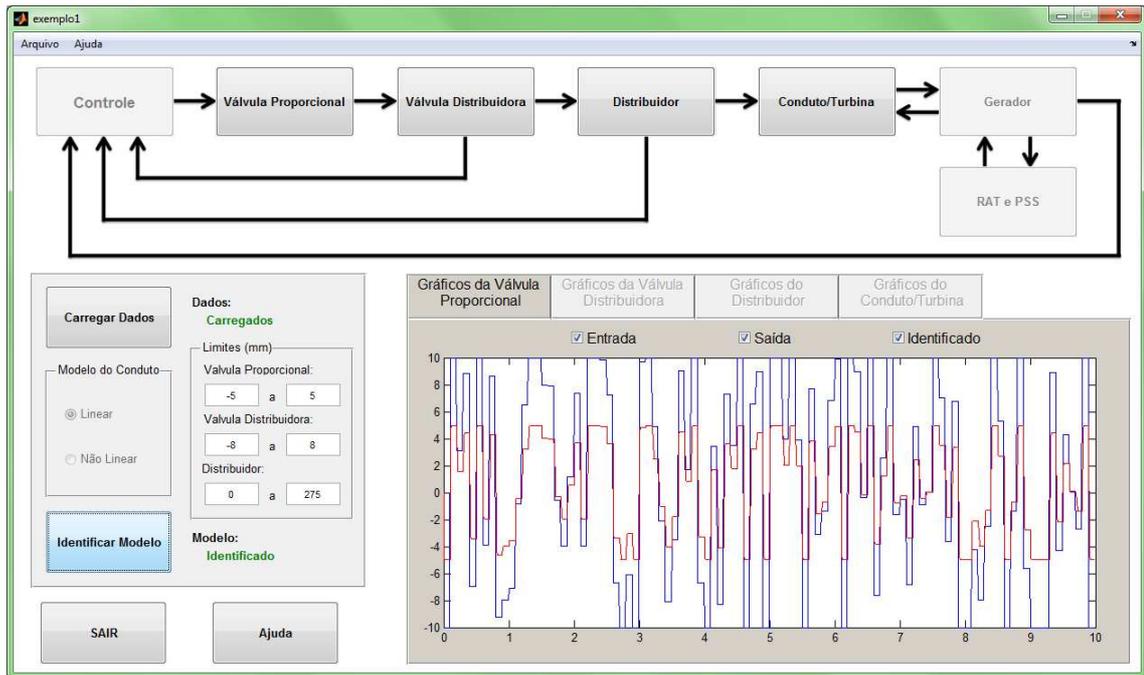


Figura 32 – Exemplo da tela principal do IdentUHE com gráficos de dados.

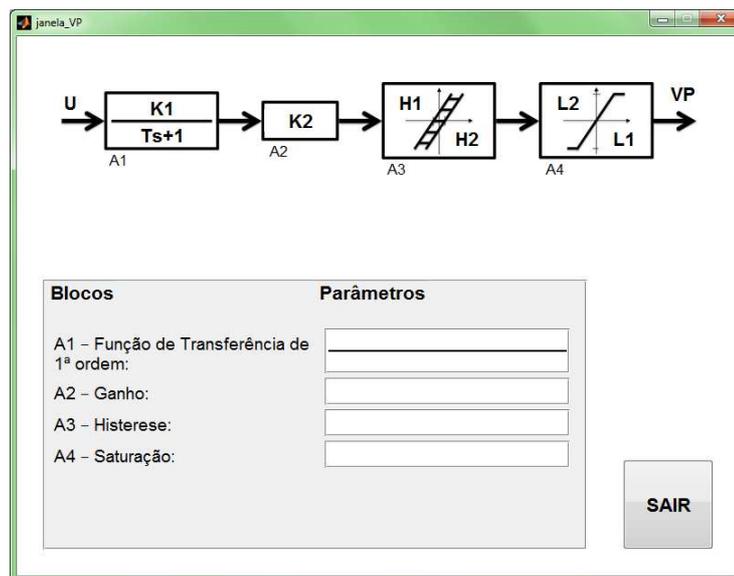


Figura 33 – Representação da Válvula Piloto no IdentUHE.

controladores. Como ponto chave do capítulo, foi proposta a modelagem do amplificador hidráulico utilizando a estrutura de sistemas híbridos PWA, onde cada um de seus componentes teve seu equacionamento detalhado e, em função de suas não-linearidades, convertido para a estrutura PWA. Ainda foi proposta uma metodologia para estimação dos parâmetros do modelo proposto quando disponíveis dados de uma UHE desta classe, inclusive com a apresentação de um pacote computacional que incorpora a metodologia, facilitando sua aplicação. No capítulo seguinte, é abordada a definição do controle preditivo híbrido, que incorpora em sua lei de controle sistemas com estrutura PWA apresentada

neste capítulo.

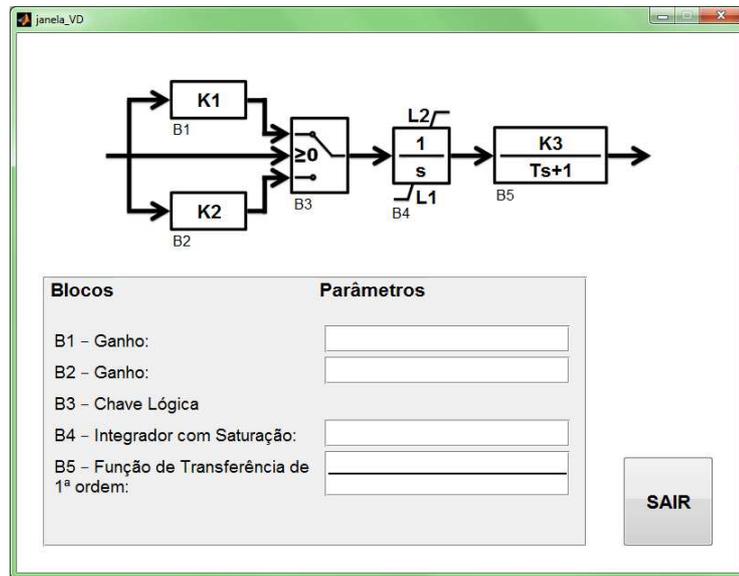


Figura 34 – Representação da Válvula Distribuidora no IdentUHE.

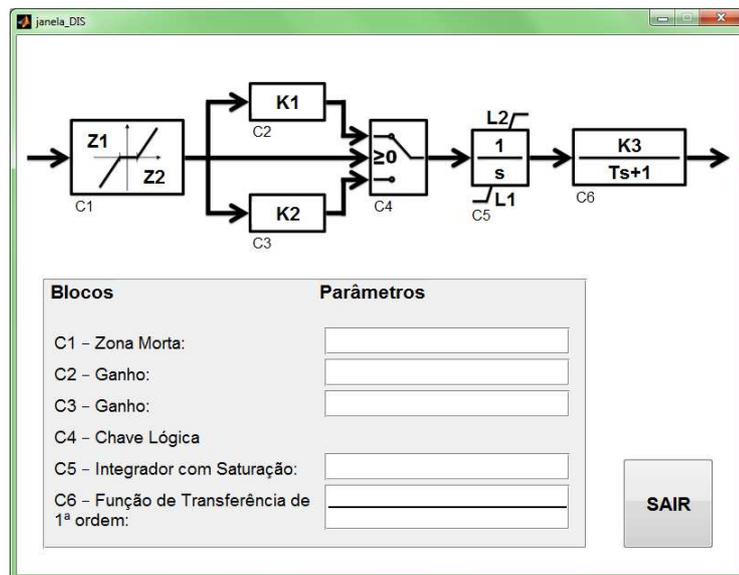


Figura 35 – Representação do Servomotor do Distribuidor no IdentUHE.

## 4 Controle Preditivo baseado em Modelo Híbrido

Como visto na Seção 2.1, existem diversas estratégias de controle que podem ser aplicadas no Regulador de Velocidade (RV) de Usinas Hidrelétricas (UHEs), porém, dentre as diversas estratégias avançadas de controle, a que pode ser utilizada para o controle de sistemas híbridos com melhor perfil é a estratégia de Controle Preditivo baseado em Modelo (*Model Predictive Control* - MPC), pois pode incorporar o modelo completo do processo no cálculo do sinal de controle.

O algoritmo de controle MPC originou-se no final da década de 1970 pelas leis Identificação e Comando (*Identification and Command* - IDCOM) (RICHALET *et al.*, 1978) e Matriz Dinâmica de Controle (*Dynamic Matrix Control* - DMC) (CUTLER; RAMAKER, 1980) e tem se desenvolvido consideravelmente desde então. Este termo MPC define métodos de controle que, baseados no modelo do processo, calculam uma sequência de sinais de controle futuros através da otimização de uma função objetivo, como apresentado na Figura 36.

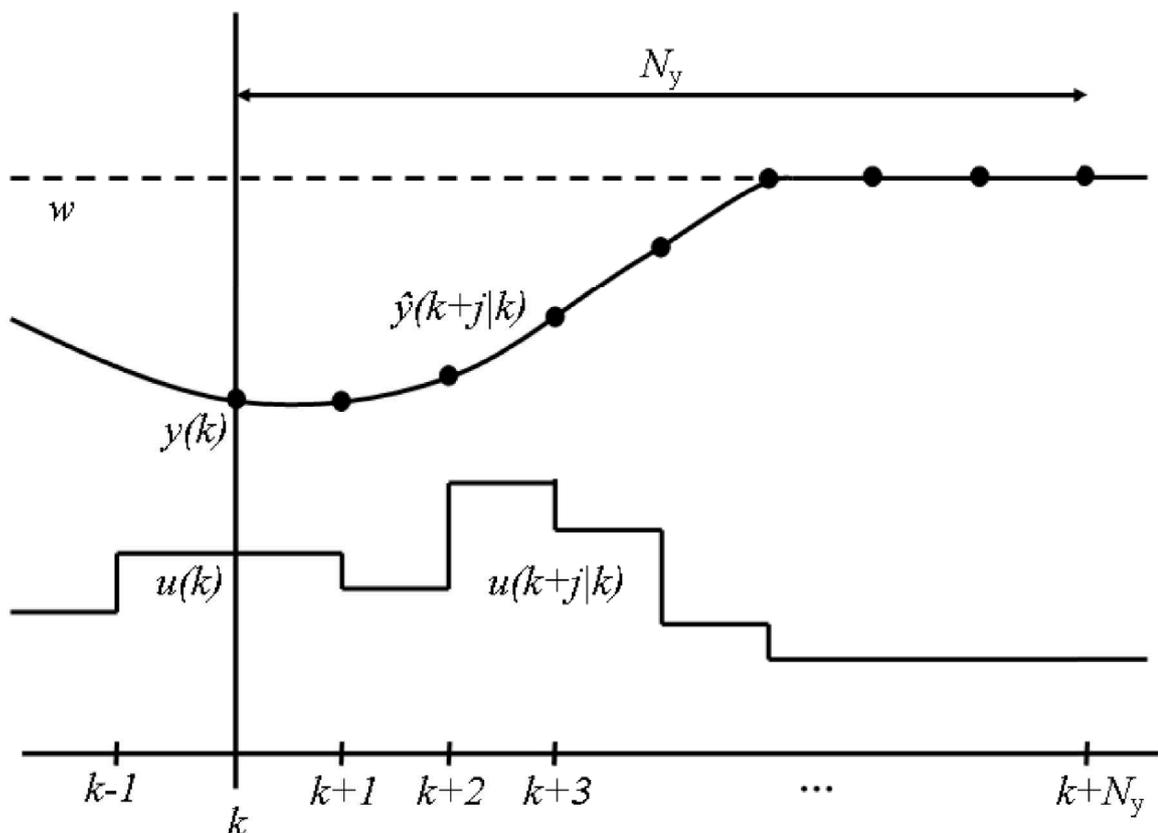


Figura 36 – Estratégia de controle preditivo.

Em outras palavras, os MPC são caracterizados por quatro etapas principais, descritas a seguir:

*i)* Modelagem do processo. Equações de previsão da saída são utilizadas para prever o comportamento do processo em um horizonte de tempo futuro. Na Figura 36, estas previsões estão ilustradas através de  $\hat{y}(k + j|k)$ , isto é, a previsão da saída no instante  $k + j$ , com a informação disponível até o instante  $k$ ;

*ii)* Definição de um critério de otimização. O desempenho do sistema em malha fechada durante o horizonte de previsão é especificado através de um critério de custo. Na Figura 36, este horizonte de previsão está ilustrado entre os instantes  $k + 1$  a  $k + N_y$ , isto é,  $N_y$  passos;

*iii)* Otimização do critério de custo. O critério de custo é minimizado em relação ao conjunto de futuros sinais de controle. Neste passo, os sinais de controle ótimos entre  $u(k)$  até  $u(k + N_y - 1)$  são calculados. Normalmente, um horizonte de controle  $N_u$  é utilizado, após o qual a variação no sinal de controle, isto é,  $\Delta u(\cdot)$ , é considerada nula;

*iv)* Utilização do sinal de controle ótimo no instante  $k$ , isto é  $u(k)$ . No instante seguinte de amostragem, todo o procedimento é repetido.

Esta classe de controladores vem atraindo nas últimas décadas a atenção das indústrias para aplicações reais, pois obteve sucesso em uma gama de aplicações (QIN; BADGWELL, 2003; RICHALET *et al.*, 1978; CAMACHO; ALBA, 2007). A indústria de refinaria de petróleo é uma das principais referências na evolução do MPC (GARCIA; PRETT; MORARI, 1989; QIN; BADGWELL, 2003; OLIVEIRA; AMARAL; LATAWIEC, 2003; FROISY, 2006; CHAVES *et al.*, 2011). Porém, também pode ser encontrado em manufaturas como, por exemplo, químicas, polpa e papel, gás e ar comprimido, mineração, metalurgia, processamento de comida, polímeros, fundição, aeroespacial, defesa, automotivas, robótica, conforto térmico, entre outras (KOUVARITAKIS; CANNON, 2001; QIN; BADGWELL, 2003; OLIVEIRA; CARVALHO, 1999; OLIVEIRA; CARVALHO, 2003; FREIRE; OLIVEIRA; MENDES, 2008; DONAISKY, 2008; DONAISKY; OLIVEIRA; MENDES, 2010; ARAÚJO *et al.*, 2011). Em SEPs, aplicações do MPC no controle de frequência também vem atraindo interesse nos últimos anos, principalmente para aplicações no controle secundário de velocidade, ou CAG (VENKAT *et al.*, 2008; AVRAMIOTIS-FALIREAS *et al.*, 2013; MONTEIRO; IGREJA, 2015).

A maioria das leis de controle, como o caso do PID, não considera explicitamente as implicações futuras nas ações de controle atuais. Por outro lado, o MPC computa explicitamente o comportamento previsto ao longo de um horizonte. Este pode, portanto, restringir a escolha do sinal de controle atual a trajetórias que não levem a dificuldades no futuro. Uma importante vantagem dos controladores preditivos é a possibilidade da inclusão de restrições de desigualdade na lei de controle. Isso pode ser usado para definir

objetivos concorrentes ao seguimento da referência e incluir limitações do processo, levando a uma lei de controle não-linear. Porém, isto leva a uma performance ótima (ou quase ótima) do controlador em todas condições de operação e também permite uma operação segura perto dos limites do processo (SCOKAERT; CLARKE, 1994; ROSSITER, 2003).

Controladores do tipo MPC, portanto, podem ser utilizados em uma vasta gama de processos, desde aqueles com dinâmicas relativamente mais simples até aqueles mais complexos, dentre eles sistemas com atraso de transporte altos, de fase não mínima, instáveis, não-lineares, híbridos, etc. (SCOKAERT; CLARKE, 1994; OLIVEIRA; AMARAL; FAVIER, 1999; OLIVEIRA *et al.*, 2000; ALLGOWER; ZHENG, 2000; KOUVARITAKIS; CANNON, 2001; ROSSITER, 2003; CAMACHO; ALBA, 2007; ARAÚJO; ARAÚJO; OLIVEIRA, 2015).

Considerando-se a aplicação da estratégia de Controle Preditivo em sistemas híbridos, nesta tese denominado de Controle Preditivo baseado em Modelo Híbrido (*Hybrid Model Predictive Control* - HMPC), nas últimas duas décadas resultados de estabilidade e sintonia têm sido apresentados, consolidando-a como a mais adequada para aplicação em sistemas híbridos (BEMPORAD; MORARI, 1999; LAZAR, 2006; OLARU *et al.*, 2008; CAMACHO *et al.*, 2010).

Este capítulo é dividido em duas abordagens de HMPC. A primeira, discutida na Seção 4.1, apresenta o equacionamento e a estratégia de controle preditivo híbrido para quando utiliza-se um modelo com estrutura PWA na equação de previsão, e consequentemente, no critério de custo. Já a segunda abordagem é discutida na Seção 4.2, onde apresenta-se a estratégia de controle preditivo híbrido que utiliza o modelo com estrutura MLD em seus cálculos internos. Nesta seção também é derivado um equacionamento para resolver a minimização do critério de custo utilizando programação inteira mista. Na Seção 4.3, as considerações finais do capítulo são discutidas.

## 4.1 O Algoritmo MPC e a lei de controle HMPC-PWA

A primeira etapa da síntese de algoritmos MPC é a escolha de um modelo de previsão do processo. As previsões são realizadas em um horizonte de tempo denominado de horizonte de previsão  $N_y$ . Durante este intervalo, o sinal de controle pode variar em um tempo menor ou igual ao horizonte de previsão, este parâmetro é denominado horizonte de controle  $N_u$ .

Os modelos de previsão lineares mais utilizados são os Polinomiais (ARMAX - *Autoregressive Moving Average with exogenous input*), Bases de Funções Ortonormais (OBF - *Orthonormal Basis Functions*) (OLIVEIRA; CAMPELLO; AMARAL, 2007) e em Espaço de Estados (CAMACHO; ALBA, 2007). Porém, para sistemas híbridos são utilizadas as estruturas PWA no modelo de previsão (CAMACHO *et al.*, 2010).

O conjunto de sinais de controle futuro é calculado pela otimização de um determinado critério de custo  $J(k)$ , portanto o segundo passo é definir este critério de desempenho para o sistema. Este custo é otimizado em função dos sinais de entrada, saída e dos sinais de controle. O resultado desta otimização é um conjunto ótimo de sinais de controle durante o horizonte de previsão. Um exemplo de função de custo bastante utilizada é dado por:

$$J(k) = \sum_{j=1}^{N_y} \mu(j) \|\hat{y}(k+j|k) - w(k+j|k)\|^o + \sum_{j=1}^{N_u} \lambda(j) \|\Delta u(k+j-1|k)\|^o, \quad (4.1)$$

onde  $o$  representa a norma utilizada no cálculo da função de custo, que normalmente é a norma 1, 2 ou  $\infty$  e  $\mu$  e  $\lambda$  representam, respectivamente, ponderações no erro dentro do horizonte de previsão e ponderações no esforço de controle dentro do horizonte de controle.

A lei de controle HMPC é obtida pela minimização da função de custo apresentada na Equação 4.1 submetida a restrições de igualdade e desigualdade, como apresentado a seguir:

$$\begin{aligned} & \min_{u(k|k), u(k+1|k), \dots, u(k+N_u-1|k)} J(k) \\ & \text{sujeito a:} \\ & x(N_x|k) = x_{ref} \\ & \hat{y}(k|k) = F_{PWA}(u(k)) \end{aligned}, \quad (4.2)$$

onde  $F_{PWA}(u(k))$  representa o modelo do sistema a ser controlado com estrutura PWA, ou seja, para cada região  $\theta_i$  um modelo afim distinto é utilizado. A restrição terminal  $x(N_x|k) = x_{ref}$  é adicionada como garantia de estabilidade da lei de controle (MAYNE *et al.*, 2000; BEMPORAD; BORRELLI; MORARI, 2000; CAMACHO *et al.*, 2010).

Considerando-se a Equação 3.2, a Equação 4.2 pode ser reescrita como:

$$\begin{aligned} & \min_{u(k|k), u(k+1|k), \dots, u(k+N_u-1|k)} J(k) \\ & \text{sujeito a:} \\ & x(N_x|k) = x_{ref} \\ & x(k+1|k) = A_i x(k|k) + B_i u(k) + f_i, \\ & \hat{y}(k|k) = C_i x(k|k) + D_i u(k) + g_i \\ & H_i^T \begin{bmatrix} x(k|k)^T & u(k) & 1 \end{bmatrix}^T \preceq 0 \\ & \begin{bmatrix} x(k|k)^T & u(k) \end{bmatrix}^T \in \Omega_i \end{aligned}, \quad (4.3)$$

com  $i = 1, \dots, m$  sendo as  $m$  regiões poliédricas do modelo com estrutura PWA.

O primeiro sinal de controle obtido pela minimização da Equação 4.3 é enviado ao processo, pois no próximo instante de amostragem o processo é repetido e novos sinais de controles são calculados.

Nestas equações de minimização também podem ser incluídas outras restrições, como por exemplo  $\Delta u(k+j|k) = 0, \forall j = N_u, \dots, N_y$  ou  $u_{min} \leq u(k+j-1) \leq u_{MAX}, \forall j = 1, \dots, N_u$ , entre outras, que garantem a operação segura dentro dos limites estabelecidos no processo.

## 4.2 O Algoritmo MPC e a lei de controle HMPC-MLD

Quando se tem um sistema híbrido e este está modelado com a estrutura MLD, a Equação 4.1 pode ser expandida e representada em sua forma geral englobando o modelo MLD na lei de controle, como:

$$\begin{aligned}
J(k) = & \sum_{j=1}^{N_u} q_1(j) \| u(k+j-1|k) - u_{ref} \|^o + \\
& + \sum_{j=1}^{N_\delta} q_2(j) \| \delta(k+j-1|k) - \delta_{ref} \|^o + \sum_{j=1}^{N_z} q_3(j) \| z(k+j-1|k) - z_{ref} \|^o + , \quad (4.4) \\
& + \sum_{j=1}^{N_x} q_4(j) \| x(k+j|k) - x_{ref} \|^o + \sum_{j=1}^{N_y} q_5(j) \| \hat{y}(k+j|k) - y_{ref} \|^o
\end{aligned}$$

onde  $q_j$  para  $j = 1, \dots, 5$  são as ponderações da função de custo para as variáveis  $u$ ,  $\delta$ ,  $z$ ,  $x$  e  $y$ , respectivamente. O índice  $_{ref}$  representa os valores de referência para cada uma destas variáveis. Também estão presentes os horizontes  $N_\delta$ ,  $N_z$  e  $N_x$ , respectivamente, para as variáveis inteiras, auxiliares e de estados.

No caso de se trabalhar com esta estrutura MLD no modelo, conforme Equação 3.18, e a lei de controle HMPC, a Equação 4.2 pode ser reescrita como:

$$\begin{aligned}
& \min_{u(k|k), u(k+1|k), \dots, u(k+N_u-1|k)} J(k) \\
& \text{sujeito a:} \\
& x(N_x|k) = x_{ref} \quad . \quad (4.5) \\
& x(k+1|k) = Ax(k|k) + B_1u(k) + B_2\delta(k|k) + B_3z(k|k) \\
& \hat{y}(k|k) = Cx(k|k) + D_1u(k) + D_2\delta(k|k) + D_3z(k|k) \\
& E_2\delta(k|k) + E_3z(k|k) \leq E_1u(k) + E_4x(k|k) + E_5
\end{aligned}$$

Nesta situação, a lei de controle HMPC é obtida pela minimização da função de custo apresentada na Equação 4.4 submetida a restrições de igualdade e desigualdade. Como discutido na seção anterior, apenas o primeiro sinal de controle obtido pela minimização

da Equação 4.5 é enviado ao processo, pois no próximo instante de amostragem os passos são repetidos e novos sinais de controles são calculados.

#### 4.2.1 Controle Preditivo como um Problema de Programação Inteira Mista

O HMPC baseado em modelos MLD resulta em um problema de otimização com um conjunto de restrições que envolvem variáveis reais e inteiras. Este tipo de otimização é conhecido como um problema de Programação Inteira Mista (MIP - *Mixed Integer Programming*). Se as normas utilizadas na função custo forem lineares, i.e., normas 1 ou  $\infty$ , este se torna um problema de Programação Linear Inteira Mista (MILP - *Mixed Integer Linear Programming*), enquanto que se a norma utilizada for a norma 2, torna-se um problema de Programação Quadrática Inteira Mista (MIQP - *Mixed Integer Quadratic Programming*).

Portanto, para o cálculo do sinal de controle no HMPC com modelos MLD, baseado na otimização do custo que utiliza norma 1, ou seja, um problema MILP, é necessária a introdução de variáveis de folga as quais transformam as ponderações da função custo em restrições de desigualdade (BORRELLI, 2003). Este é apresentado nas equações a seguir, com a função custo e o problema de otimização, respectivamente:

$$J(k, \gamma) = \sum_{j=1}^{N_u} \gamma_u(k+j-1) + \sum_{j=1}^{N_\delta} \gamma_\delta(k+j-1) + \sum_{j=1}^{N_z} \gamma_z(k+j-1) + \sum_{j=1}^{N_x} \gamma_x(k+j) + \sum_{j=1}^{N_y} \gamma_y(k+j), \quad (4.6)$$

$$\min_{\gamma} J(k, \gamma)$$

sujeito a:

$$\begin{aligned} -\gamma_u(k) &\leq \pm Q_1 u(k), & k = 0, 1, \dots, N_u - 1 \\ -\gamma_\delta(k) &\leq \pm Q_2 \delta(k), & k = 0, 1, \dots, N_\delta - 1 \\ -\gamma_z(k) &\leq \pm Q_3 z(k), & k = 0, 1, \dots, N_z - 1 \\ -\gamma_x(k) &\leq \pm Q_4 x(k), & k = 1, 2, \dots, N_x \\ -\gamma_y(k) &\leq \pm Q_5 y(k), & k = 1, 2, \dots, N_y \end{aligned}, \quad (4.7)$$

$$\begin{aligned} x(N_x) &= x_{ref} \\ x(k+1) &= Ax(k) + B_1 u(k) + B_2 \delta(k) + B_3 z(k) \\ \hat{y}(k) &= Cx(k) + D_1 u(k) + D_2 \delta(k) + D_3 z(k) \\ E_2 \delta(k) + E_3 z(k) &\leq E_1 u(k) + E_4 x(k) + E_5 \end{aligned}$$

onde  $\gamma_u$ ,  $\gamma_\delta$ ,  $\gamma_z$ ,  $\gamma_x$  e  $\gamma_y$  representam as variáveis de folga para as variáveis presentes no modelo MLD e  $Q_j$  para  $j = 1, \dots, 5$ , são matrizes simétricas positivas definidas com dimensões apropriadas e os elementos da diagonal principal formados, respectivamente,

pelos elementos de  $q_j$ , com  $j = 1, \dots, 5$ . O problema da Equação 4.7 pode ainda ser reescrito em uma estrutura mais conveniente:

$$\min_{\Gamma} J(k, \Gamma)$$

sujeito a:

$$\begin{bmatrix} I & -Q \\ I & Q \\ 0 & v \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Gamma \\ V \end{bmatrix} \leq \begin{bmatrix} -q \\ q \\ \kappa \end{bmatrix}; \quad (4.8)$$

$$\begin{bmatrix} \alpha \\ \omega \end{bmatrix} V = \begin{bmatrix} \beta \\ \psi \end{bmatrix}$$

$$\Gamma = \begin{bmatrix} \left\{ \gamma_u(k+j) \mid_{j=0, \dots, N_u-1} \right\}^T \\ \left\{ \gamma_\delta(k+j) \mid_{j=0, \dots, N_\delta-1} \right\}^T \\ \left\{ \gamma_z(k+j) \mid_{j=0, \dots, N_z-1} \right\}^T \\ \left\{ \gamma_x(k+j) \mid_{j=1, \dots, N_x} \right\}^T \\ \left\{ \gamma_y(k+j) \mid_{j=1, \dots, N_y} \right\}^T \end{bmatrix}; \quad (4.9)$$

$$V = \begin{bmatrix} \left\{ u(k+j) \mid_{j=0, \dots, N_u-1} \right\}^T \\ \left\{ \delta(k+j) \mid_{j=0, \dots, N_\delta-1} \right\}^T \\ \left\{ z(k+j) \mid_{j=0, \dots, N_z-1} \right\}^T \\ \left\{ x(k+j) \mid_{j=1, \dots, N_x} \right\}^T \\ \left\{ y(k+j) \mid_{j=1, \dots, N_y} \right\}^T \end{bmatrix}; \quad (4.10)$$

$$q = \begin{bmatrix} Q_1 u_{ref} \mathbf{1}_{N_u \times 1} \\ Q_2 \delta_{ref} \mathbf{1}_{N_\delta \times 1} \\ Q_3 z_{ref} \mathbf{1}_{N_z \times 1} \\ Q_4 x_{ref} \mathbf{1}_{N_x \times 1} \\ Q_5 y_{ref} \mathbf{1}_{N_y \times 1} \end{bmatrix}, \quad (4.11)$$

onde  $\Gamma$  (Equação 4.9) é um vetor contendo todas as variáveis de folga em todos os horizontes da variáveis associadas  $u$ ,  $\delta$ ,  $z$ ,  $x$  e  $y$ , presentes no vetor  $V$  (Equação 4.10),  $I$  representa a matriz identidade,  $Q$  contém as ponderações de cada variável na função de minimização (Equação 4.12),  $q$  contém as ponderações de referência para cada variável na função de

minimização (Equação 4.11), sendo  $\mathbf{1}_{lin \times 1}$  um vetor coluna com  $lin$  linhas.

$$Q = \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_1 & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & Q_1 \end{bmatrix} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \begin{bmatrix} Q_2 & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & Q_2 \end{bmatrix} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \begin{bmatrix} Q_3 & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & Q_3 \end{bmatrix} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \begin{bmatrix} Q_4 & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & Q_4 \end{bmatrix} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \begin{bmatrix} Q_5 & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & Q_5 \end{bmatrix} \end{bmatrix}. \quad (4.12)$$

As variáveis  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\omega$ ,  $\psi$ ,  $v$  e  $\kappa$  estão associadas a composição do formalismo do modelo com estrutura MLD e estão apresentadas nas Equações 4.13 a 4.33.

$$\beta = [A \ A^2 \ \cdots \ A^N]^T x(k); \quad (4.13)$$

$$\alpha = [\alpha_1 \ \alpha_2 \ \alpha_3 \ \alpha_4 \ \alpha_5]; \quad (4.14)$$

$$\alpha_1 = \begin{bmatrix} -B_1 & 0 & \cdots & 0 \\ -AB_1 & -B_1 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -A^{N-1}B_1 & -A^{N-2}B_1 & \cdots & -B_1 \end{bmatrix}_{N_x \times N_u}; \quad (4.15)$$

$$\alpha_2 = \begin{bmatrix} -B_2 & 0 & \cdots & 0 \\ -AB_2 & -B_2 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -A^{N-1}B_2 & -A^{N-2}B_2 & \cdots & -B_2 \end{bmatrix}_{N_x \times N_\delta}; \quad (4.16)$$

$$\alpha_3 = \begin{bmatrix} -B_3 & 0 & \cdots & 0 \\ -AB_3 & -B_3 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -A^{N-1}B_3 & -A^{N-2}B_3 & \cdots & -B_3 \end{bmatrix}_{N_x \times N_z} ; \quad (4.17)$$

$$\alpha_4 = \begin{bmatrix} I & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & I & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & I \end{bmatrix}_{N_x \times N_x} ; \quad (4.18)$$

$$\alpha_5 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & 0 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & 0 \end{bmatrix}_{N_x \times N_y} ; \quad (4.19)$$

$$\psi = [C \ 0 \ \cdots \ 0]^T x(k); \quad (4.20)$$

$$\omega = [\omega_1 \ \omega_2 \ \omega_3 \ \omega_4 \ \omega_5]; \quad (4.21)$$

$$\omega_1 = \begin{bmatrix} -D_1 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & -D_1 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & -0 & \cdots & -D_1 \end{bmatrix}_{N_x \times N_u} ; \quad (4.22)$$

$$\omega_2 = \begin{bmatrix} -D_2 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & -D_2 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & -D_2 \end{bmatrix}_{N_x \times N_\delta} ; \quad (4.23)$$

$$\omega_3 = \begin{bmatrix} -D_3 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & -D_3 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & -D_3 \end{bmatrix}_{N_x \times N_z} ; \quad (4.24)$$

$$\omega_4 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 \\ -C & 0 & \cdots & 0 & 0 \\ 0 & -C & \cdots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & -C & 0 \end{bmatrix}_{N_x \times N_x} ; \quad (4.25)$$

$$\omega_5 = \begin{bmatrix} I & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & I & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & I \end{bmatrix}_{N_x \times N_y} ; \quad (4.26)$$

$$\kappa = [E_5 + E_4 x(k) \quad E_5 \quad \cdots \quad E_5]^T ; \quad (4.27)$$

$$v = [v_1 \quad v_2 \quad v_3 \quad v_4 \quad v_5] ; \quad (4.28)$$

$$v_1 = \begin{bmatrix} -E_1 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & -E_1 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & -0 & \cdots & -E_1 \end{bmatrix}_{N_x \times N_u} ; \quad (4.29)$$

$$v_2 = \begin{bmatrix} E_2 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & E_2 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & E_2 \end{bmatrix}_{N_x \times N_\delta} ; \quad (4.30)$$

$$v_3 = \begin{bmatrix} E_3 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & E_3 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & E_3 \end{bmatrix}_{N_x \times N_z} ; \quad (4.31)$$

$$v_4 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 \\ -E_4 & 0 & \cdots & 0 & 0 \\ 0 & -E_4 & \cdots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & -E_4 & 0 \end{bmatrix}_{N_x \times N_x} ; \quad (4.32)$$

$$v_5 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & 0 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & 0 \end{bmatrix}_{N_x \times N_y} . \quad (4.33)$$

Para o caso de se utilizar a norma quadrática na função de custo do HMPC (Equação 4.4) com modelo MLD, a Equação 4.5 pode ser reescrita como:

$$\begin{aligned} & \min_V V^T Q V - 2V_{ref}^T Q V \\ & \text{sujeito a:} \\ & \begin{bmatrix} \alpha \\ \omega \end{bmatrix} V = \begin{bmatrix} \beta \\ \psi \end{bmatrix} , \\ & vV \leq \kappa \end{aligned} \quad (4.34)$$

onde  $V_{ref}$  representa um vetor com as referências para as variáveis no problema de otimização, dado por:

$$V_{ref} = \left[ u_{ref} \mathbf{1}_{N_u \times 1}^T \quad \delta_{ref} \mathbf{1}_{N_\delta \times 1}^T \quad z_{ref} \mathbf{1}_{N_z \times 1}^T \quad x_{ref} \mathbf{1}_{N_x \times 1}^T \quad y_{ref} \mathbf{1}_{N_y \times 1}^T \right]^T . \quad (4.35)$$

Estes problemas MILP ou MIQP (Equações 4.8 e 4.34) podem ser resolvidos por algoritmos do tipo *Branch and Bound*, os quais resolvem o problema de programação linear ou quadrática através de uma árvore de busca (FLETCHER; LEYFFER, 1998) e levam ao ótimo global. A desvantagem desta abordagem é que a complexidade do problema aumenta proporcionalmente com a ordem do modelo e exponencialmente com a quantidade de variáveis lógicas (binárias) existentes no modelo do processo, ou seja, a complexidade é conhecida como *NP-completa* ou *NP-hard* (RAMAN; GROSSMANN, 1991; ROLL; BEMPORAD; LJUNG, 2004).

### 4.3 Comentários sobre o Capítulo

Neste capítulo, os principais aspectos quanto a definição do controle preditivo e sua versão híbrida foram abordados. Apresentaram-se a estrutura do algoritmo e a lei de controle HMPC, que podem utilizar no cálculo do sinal de controle modelos com estrutura PWA ou MLD. Através da previsão do sinal de saída em instantes futuros, através de métodos de otimização ou de programação inteira mista, pode ser calculado um critério de custo e assim decidir qual o sinal de controle deve ser aplicado ao processo a cada instante. Quando utilizada a estrutura MLD e a solução é buscada através de programação inteira mista, a norma utilizada para o cálculo do critério de custo pode ser linear ou quadrática, originando assim, respectivamente, problemas MILP ou MIQP.

No capítulo seguinte, o modelo proposto para representar o amplificador hidráulico tem seus parâmetros estimados em um estudo de caso e, posteriormente, a aplicação do HMPC, com este modelo, na malha de CCF, é analisada.

## 5 Resultados

Neste capítulo, são apresentados resultados de um estudo de caso da malha de Controle de Carga-Frequência em Usinas Hidroelétricas, cuja representação em diagrama de blocos do sistema é descrita pela Figura 37. O estudo de caso abordado neste capítulo é dividido em dois problemas. O primeiro problema está relacionado com a utilização do modelo proposto para o amplificador hidráulico, com estrutura PWA, da Seção 3.4, na estimação de seus parâmetros através de dados que simulam um teste na UHE. São utilizados dados de entrada e saída, para cada um dos componentes presentes no amplificador hidráulico, exemplificando a metodologia de estimação dos parâmetros apresentada na Seção 3.5. O segundo problema apresenta o uso do modelo identificado do amplificador hidráulico do primeiro problema no projeto de controladores para o Regulador de Velocidade, visando validar a aplicabilidade do modelo com estrutura PWA proposto. Para tanto, são apresentados resultados do controle de frequência da UHE quando está operando interligada com o SIN e ocorre uma contingência, desinterligando-a deste e também quando está operando isolada e é submetida a uma perturbação de carga.

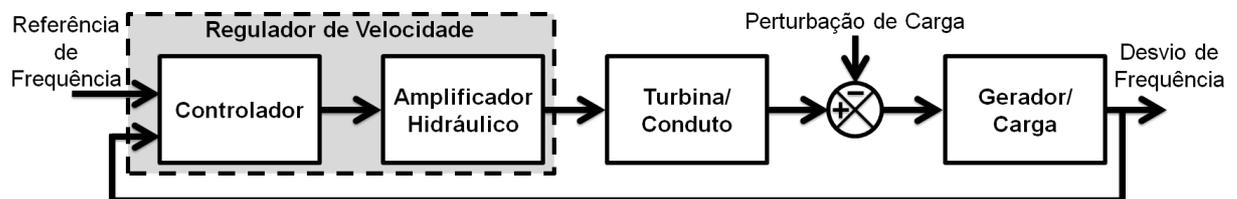


Figura 37 – Diagrama de blocos da malha de controle de velocidade com perturbação de carga.

A UHE utilizada no estudo de caso fica localizada na região sudeste do Brasil e gera energia elétrica através de três máquinas síncronas, cada uma com potência de 140 MVA. Apesar da UHE ser composta por três geradores, nos problemas deste capítulo é utilizado apenas um gerador e sua respectiva malha de CCF para a modelagem do amplificador hidráulico e para o controle de frequência da máquina. Embora sejam utilizados dados de uma UHE real, estes dados não apresentam seus atuais regimes de operação, porém, simulam condições reais que poderiam ser experimentadas por esta classe de UHEs similares a UHE em estudo.

Na Seção 5.1, é apresentada uma descrição geral da Usina Hidroelétrica utilizada no estudo de caso. Na Seção 5.2 são apresentados resultados relativos a estimação dos parâmetros do modelo PWA proposto para o amplificador hidráulico. Na Seção 5.3 são apresentados resultados do controle da frequência do gerador em duas situações distintas, que são, a desinterligação da UHE após uma contingência no SEP e a operação isolada da

UHE.

## 5.1 Descrição da UHE

A UHE, objeto de estudo neste capítulo, fica localizada no sudeste brasileiro, estado de Minas Gerais, como apresentado na Figuras 38 e 39. A usina, inaugurada em junho de 2006, possui uma extensão de 500m, uma área alagada de 137,16km<sup>2</sup>, uma barragem de 208 metros de altura e é composta por três unidades geradoras, totalizando 399MW instalados. O sistema no entorno da usina é composto por duas subestações, uma a oeste conectada através de uma linha de transmissão de 345 kV e outra a leste conectada através de uma linha de transmissão de 230 kV, cada uma com extensão aproximada de 140 km.



Figura 38 – Localização da UHE no cenário nacional.

A malha de controle de velocidade de cada unidade geradora desta UHE, objeto de estudo deste trabalho, é representada conforme Figura 37, na qual está representado também as perturbações de carga que a UHE está sujeita. Como apresentado no Capítulo 2, este diagrama é composto por um controlador, o amplificador hidráulico, o conjunto turbina/conduto e o conjunto gerador/carga.

Cada uma das unidades geradoras da UHE possui um gerador síncrono de 24 polos com potência nominal de 140MVA e fator de potência 0,95. Para representá-lo nos estudos de caso, é utilizado um valor de constante de inércia de  $H = 3,839$ , levando ao tempo de

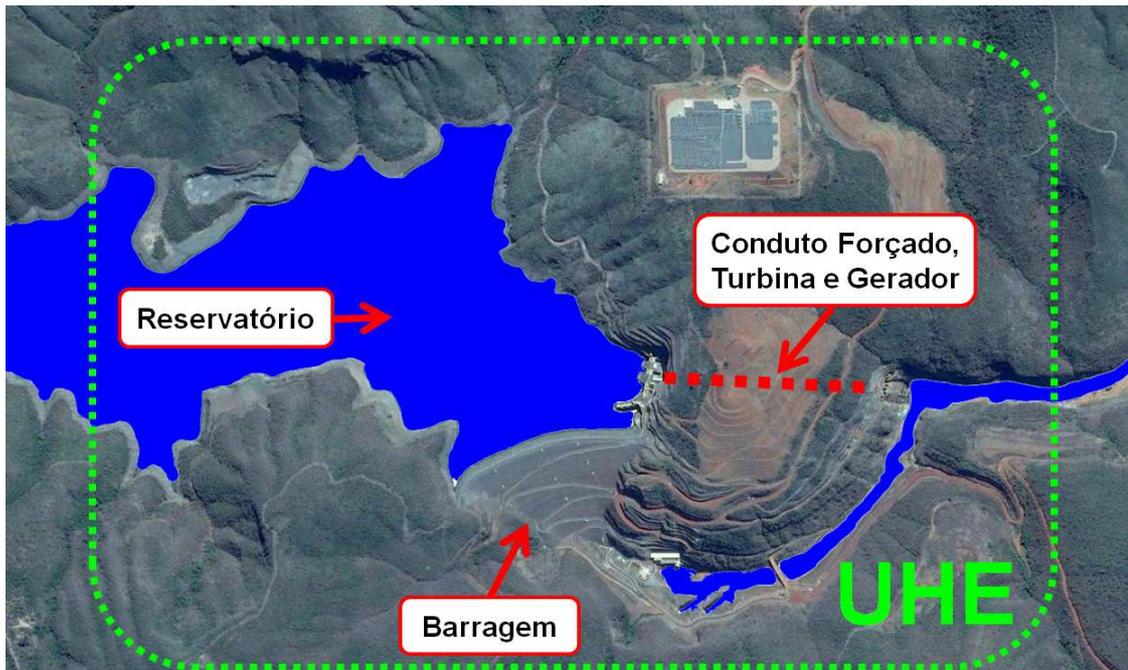


Figura 39 – Usina Hidroelétrica do estudo de caso.

inércia da máquina de  $T_m = 7,678s$  e também utilizada a Equação 2.16 com base neste valor.

Como cada unidade geradora é designada a atender uma demanda de carga, a Equação 2.16 depende também do fator de autorregulação do grupo turbina/gerador  $K_D$ , o qual pode assumir diversos valores em função da quantidade e do tipo da carga conectada ao gerador, como descrito na Seção 2.4, com valores típicos apresentados nas Tabelas 1 e 2.

O conjunto turbina/conduto possui tempo de inércia da água  $T_w$  variável em função do ponto de operação em que a UHE está gerando, porém, para 100% de carga aplicada à unidade geradora, o valor nominal é de  $T_w = 2,17s$ . Também pode ser descrito por diversos modelos, que diferem em relação a sua estrutura, como descrito na Seção 2.3, entretanto, para os estudos de caso foi utilizado o modelo linear da Equação 2.5 para descrevê-lo.

O amplificador hidráulico é apresentado conforme Figura 40. Observa-se que o amplificador hidráulico é composto, além das válvulas piloto e distribuidora e do servomotor do distribuidor, que tem seus modelos propostos com estrutura PWA neste trabalho, também o conjunto microprocessado, responsável por realimentar as posições da válvula distribuidora e do servomotor do distribuidor e também a normalização dos sinais que passam por ele (CONTROLE DE PROCESSOS INDUSTRIAS, 2013).

Para a UHE estudada, este conjunto microprocessado tem estrutura conforme apresentado na Figura 41 (CONTROLE DE PROCESSOS INDUSTRIAS, 2013). Estão presentes ganhos, realimentações e uma saturação no sinal de saída. Este conjunto

microprocessado pode ser reescrito pela equação:

$$y_{CM}(k) = 160u_{CM}(k) - 0,581818y_{DIS}(k) - 5y_{VD}(k), \quad (5.1)$$

onde  $u_{CM}$  é o sinal de controle que vem do regulador de velocidade,  $y_{VD}$  é a saída da válvula distribuidora,  $y_{DIS}$  é a saída do servomotor do distribuidor e  $y_{CM}$  é a saída do conjunto microprocessado, a qual é limitada entre  $[-10, 10]$  V. Esta saída, conforme Figura 40, vai para a válvula piloto.

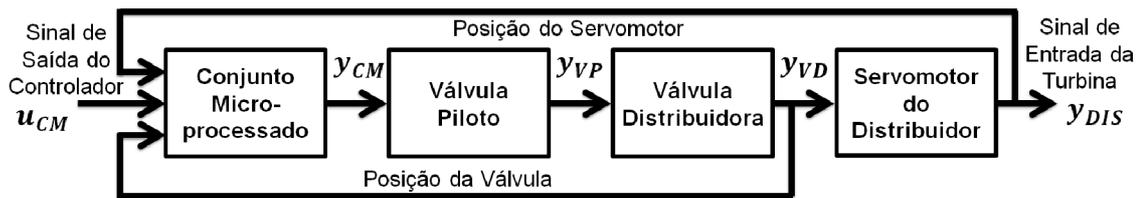


Figura 40 – Diagrama de blocos do amplificador hidráulico.

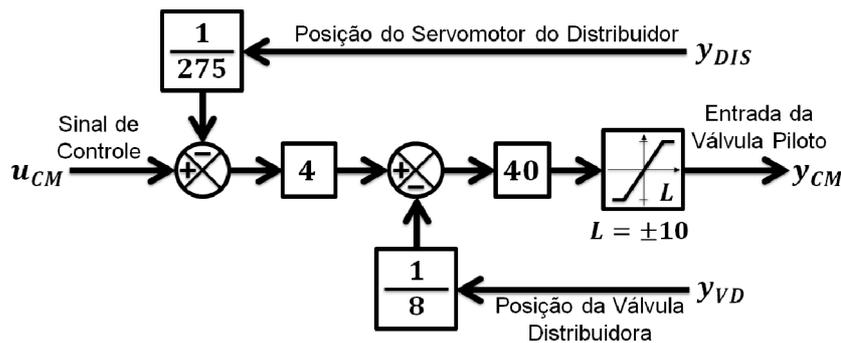


Figura 41 – Diagrama de blocos do conjunto microprocessado.

O modelo final para o amplificador hidráulico pode ser obtido reescrevendo-se a saturação presente no conjunto microprocessado através da estrutura PWA apresentada no Capítulo 3, e utilizando-se as configurações em série e realimentação apresentadas, respectivamente, nas Subseções 3.2.1 e 3.2.2, do conjunto microprocessado com as válvulas piloto e distribuidora e servomotor do distribuidor, chegando-se a um modelo final em estrutura PWA com  $m = 1458$  regiões poliédricas.

## 5.2 Estimação de Parâmetros do Modelo

O modelo proposto para representar o amplificador hidráulico presente na malha de controle de velocidade de UHEs pode ter seus parâmetros alterados em função da UHE estudada. Para obtenção dos parâmetros deste na UHE estudada, a estrutura do amplificador hidráulico é descrita através do modelo PWA proposto na Seção 3.4. Para geração dos dados a serem utilizados na estimação dos parâmetros do modelo,

foram utilizados os parâmetros dos componentes do grupo turbina/conduto, do grupo gerador/carga e do conjunto microprocessado como descritos na Seção 5.1, com o tipo da carga sendo representada por  $K_D = 0,16$ , com base nas Tabelas 1 e 2. Para o controlador foi utilizado um PID com estrutura apresentada por:

$$C(s) = K_p + \frac{K_i}{s} + \frac{K_d s}{T_d s + 1}, \quad (5.2)$$

com valores do ganho proporcional  $K_p = 2,5$ , do ganho integral  $K_i = 0,125$ , do ganho derivativo  $K_d = 0,15$  e do tempo derivativo  $T_d = 1$ . Estes valores utilizados são típicos para UHEs dessa classe.

Para realizar a identificação dos parâmetros do amplificador hidráulico, um experimento foi conduzido em simulação, porém utilizando o modelo completo da malha de controle de frequência e valores típicos para os parâmetros do modelo da malha de controle desta classe de UHE. Este consistiu da aplicação de um degrau de 1% para cima no valor de referência do regulador de velocidade e posteriormente a retirada deste incremento no valor de referência, respectivamente, nos instantes 0,5 e 3,8 minutos. Após o experimento, o qual simula um teste na UHE em condição isolada e como se faz no comissionamento dessa, mediu-se a saída do conjunto microprocessado, a saída da válvula piloto, a saída da válvula distribuidora e a saída do servomotor do distribuidor, respectivamente  $y_{CM}$ ,  $y_{VP}$ ,  $y_{VD}$  e  $y_{DIS}$ , gerando o conjunto de dados  $Z = \{y_{CM}(k), y_{VP}(k), y_{VD}(k), y_{DIS}(k)\}$  para  $k = 0, \dots, N$ , onde  $N$  é a quantidade de dados disponíveis.

Para a estimação dos parâmetros da válvula piloto utilizou-se o par de dados  $y_{CM}$  e  $y_{VP}$ , para a estimação dos parâmetros da válvula distribuidora utilizou-se o par de dados  $y_{VP}$  e  $y_{VD}$ , para a estimação dos parâmetros do servomotor do distribuidor utilizou-se o par de dados  $y_{VD}$  e  $y_{DIS}$ , como mostrado nas Figuras 42 e 43. Todos os dados adquiridos utilizaram um período de amostragem de  $\Delta t = 0,01$  segundos e ruídos simulados, com média zero e distribuição normal, foram incluídos nas medições, como pode ser visto nas Figuras 42 a 45.

As limitações físicas de deslocamento das válvulas piloto e distribuidora e do servomotor do distribuidor, ou,  $L_1 = -5$  mm,  $L_2 = 5$  mm,  $L_3 = -8$  mm,  $L_4 = 8$  mm,  $L_5 = 0$  mm e  $L_6 = 275$  mm são assumidas conhecidas.

Seja o modelo com estrutura dada pela Equação 3.2 e os dados apresentados nas Figuras 42 a 45, o problema da Equação 3.57 é resolvido usando-se o algoritmo de otimização *Trust Region* (COLEMAN; LI, 1994) (COLEMAN; LI, 1996) para cada componente do amplificador hidráulico. Este método de otimização é determinístico, portanto os parâmetros do modelo podem ser estimados executando-se apenas uma vez o algoritmo. Os parâmetros estimados para o modelo PWA da válvula piloto são  $a = 0,0330$ ,  $b = 0,4824$  e  $b_l = 0,0131$ . Os parâmetros estimados para o modelo PWA da válvula

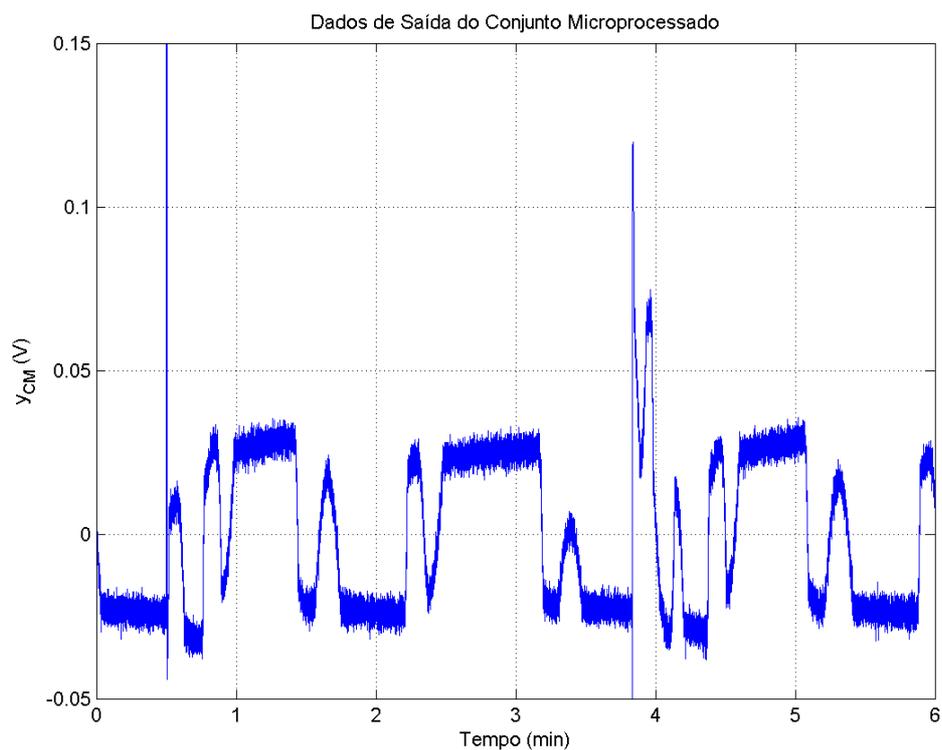


Figura 42 – Dados de saída do conjunto microprocessado.

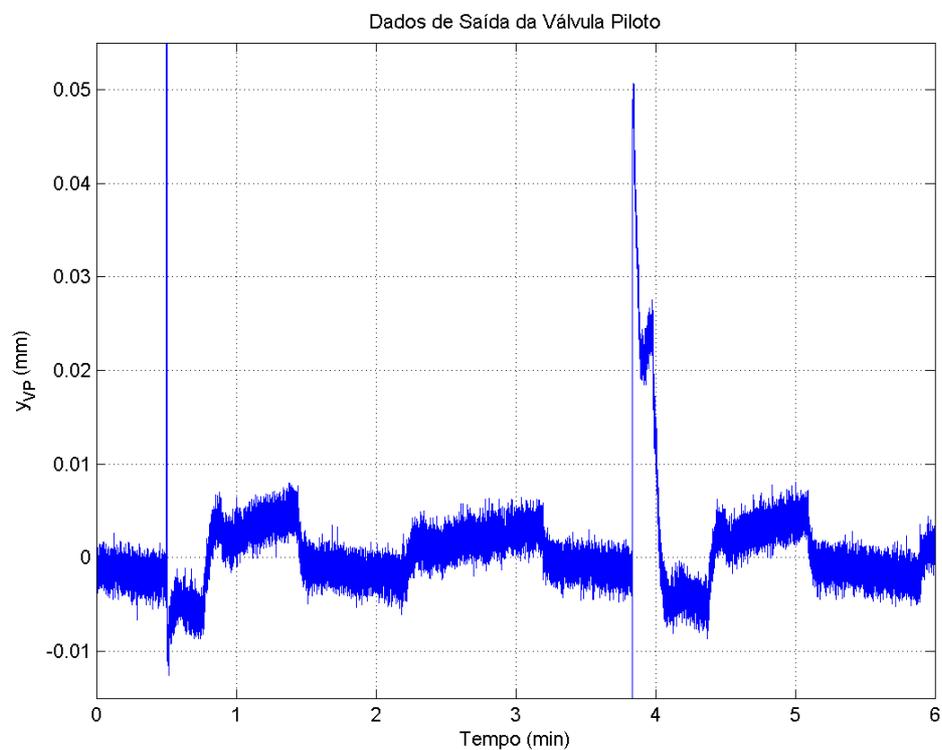


Figura 43 – Dados de saída da Válvula Piloto.

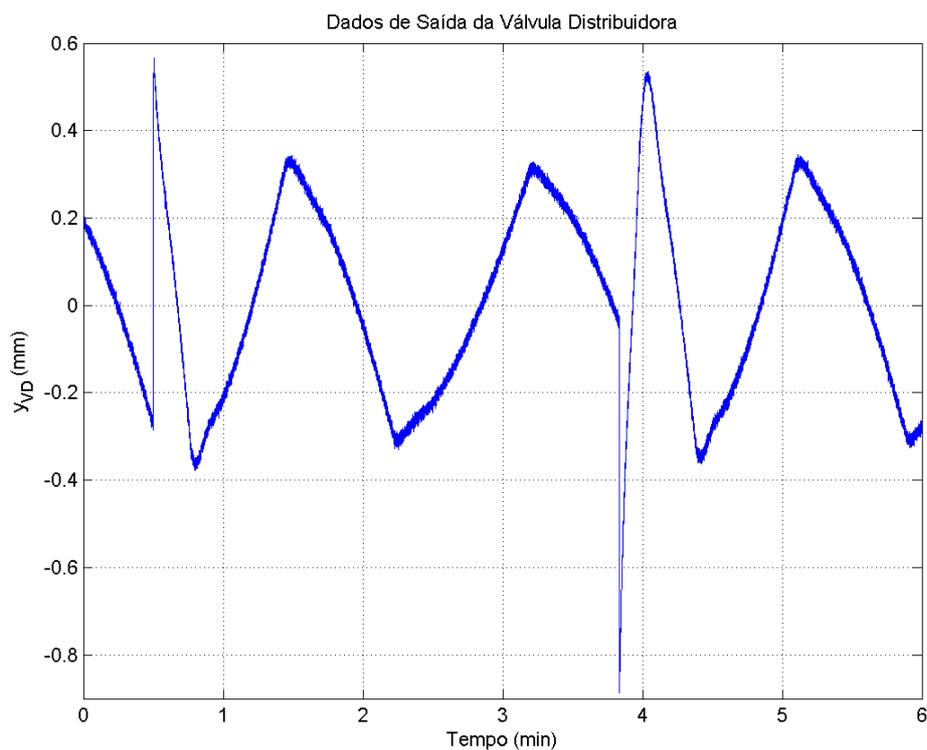


Figura 44 – Dados de saída da Válvula Distribuidora.

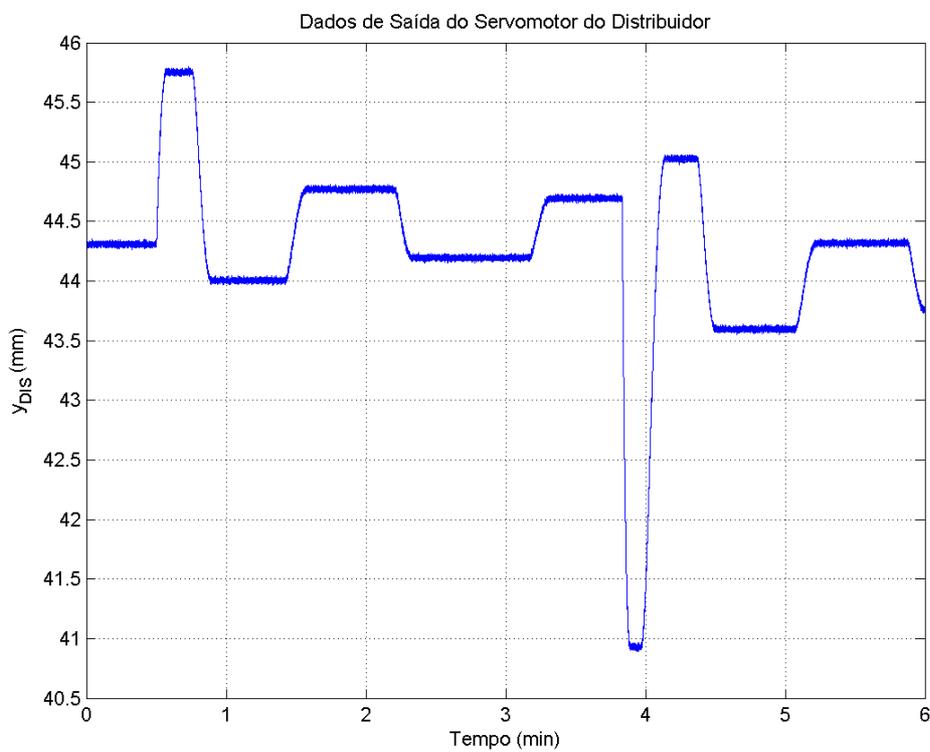


Figura 45 – Dados de saída do Servomotor do Distribuidor.

distribuidora são  $K_2 = 0,0517$  e  $K_3 = 0,0978$ . Finalmente, os parâmetros estimados para o modelo PWA do servomotor do distribuidor são  $d_b = 0,2801$ ,  $K_4 = 0,0265$  e  $K_5 = 0,0419$ . Os sinais de saída calculados usando os modelos estimados para as válvulas e o servomotor possuem Erro Médio Quadrático (MSE) entre as saídas estimadas e os dados de  $1,6873 \cdot 10^{-6}$ ,  $1,2874 \cdot 10^{-4}$  e  $1,6422 \cdot 10^{-4}$ , respectivamente.

A fim de analisar se o modelo estimado é capaz de reproduzir o comportamento do sistema, numa situação diferente daquela na qual os parâmetros foram estimados, um novo conjunto de dados foi obtido (dados de validação). Este consistiu na aplicação de um degrau de 1% para baixo no valor de referência do regulador de velocidade e posteriormente a retirada deste decremento na referência, respectivamente, nos instantes 0,5 e 3,8 minutos.

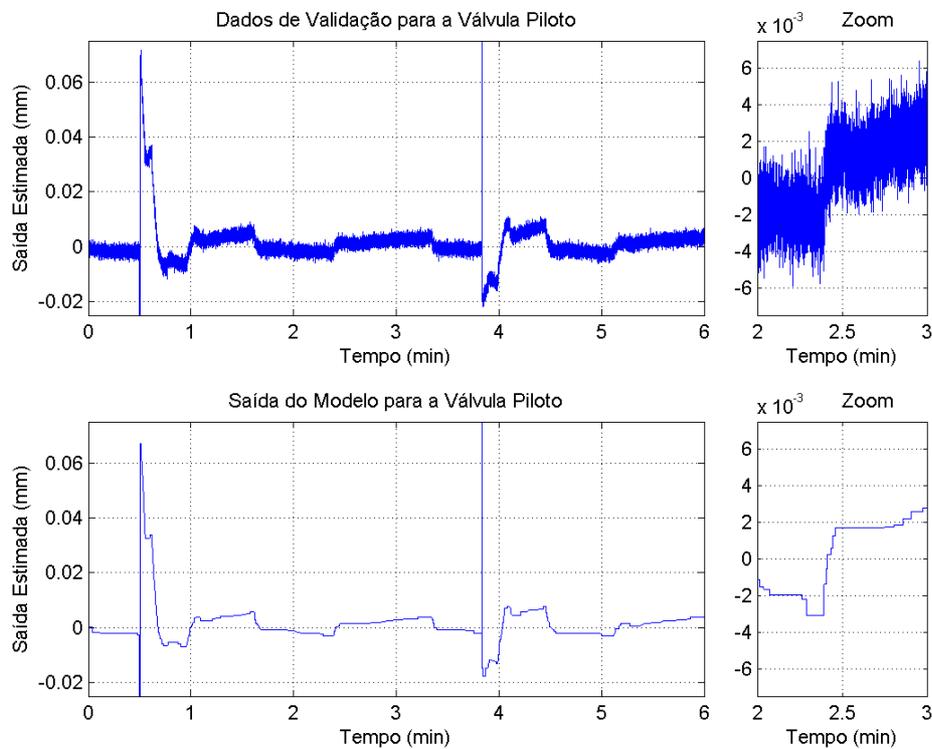


Figura 46 – Saída estimada da Válvula Piloto no processo de validação.

Para a validação, os sinais de saída estimados para as válvulas e para o servomotor, usando os parâmetros estimados na etapa de identificação, são representados nas Figuras 46, 47 e 48. O MSE entre as saídas estimadas e os dados são  $1,7650 \cdot 10^{-6}$ ,  $2,9548 \cdot 10^{-4}$  e  $2,1462 \cdot 10^{-4}$ , respectivamente. Histogramas para o erro entre os sinais de saída do conjunto de dados de validação e os sinais de saída estimados, para os três componentes do amplificador hidráulico, são apresentados na Figura 49. Nota-se que a distribuição do erro de estimação acompanha a propriedade do ruído simulado no modelo.

Através dos resultados apresentados, o modelo com estrutura PWA é consistente com o amplificador hidráulico proposto, verifica-se que seus parâmetros podem ser estimados

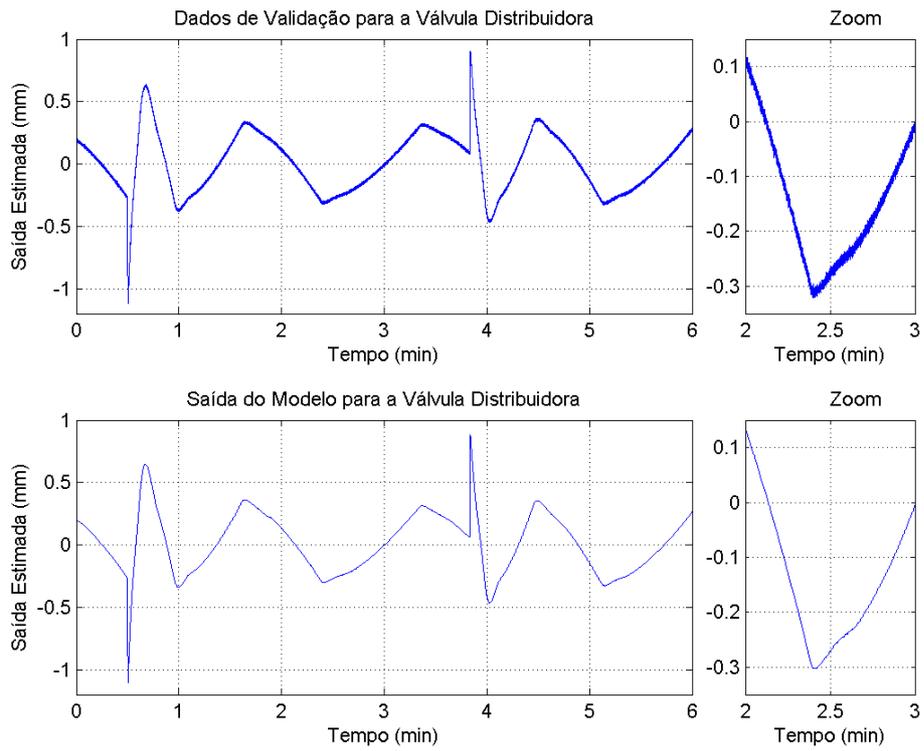


Figura 47 – Saída estimada da Válvula Distribuidora no processo de validação.

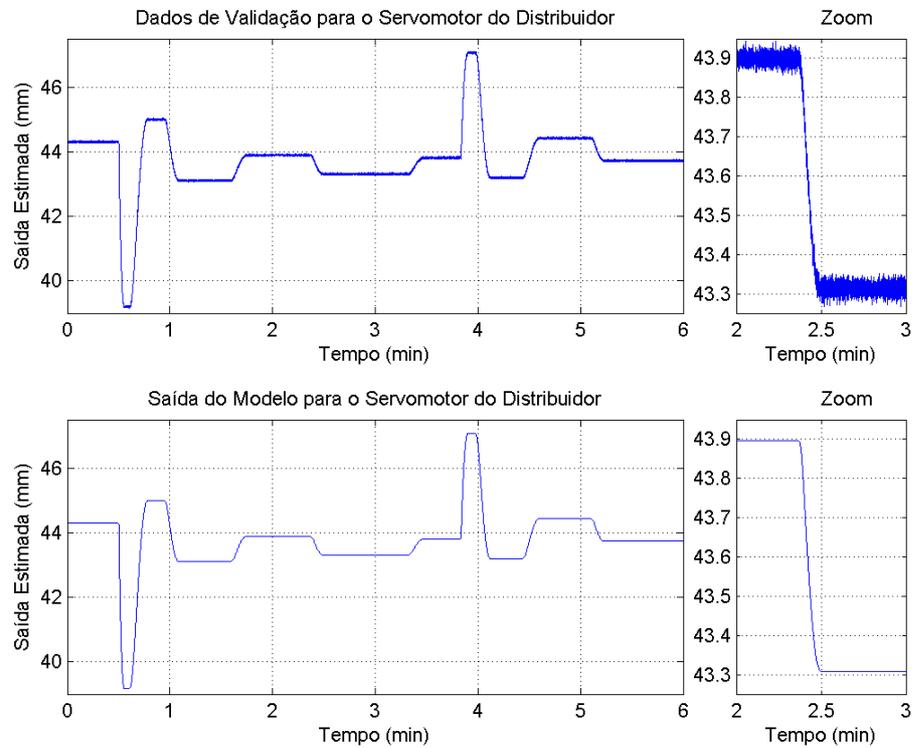


Figura 48 – Saída estimada do Servomotor do Distribuidor no processo de validação.

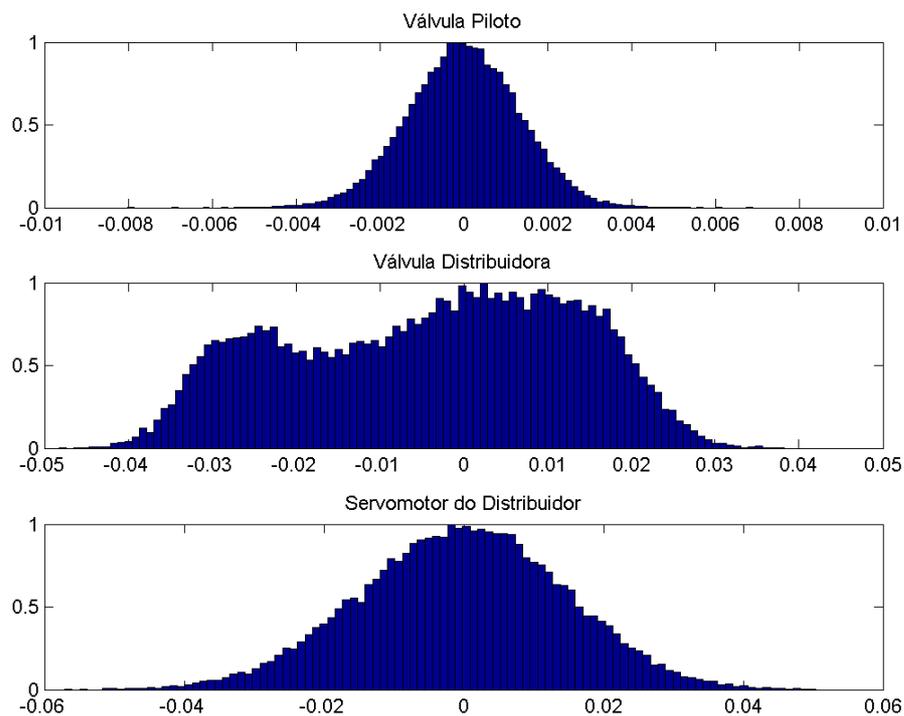


Figura 49 – Histograma.

usando dados possíveis de serem coletados em campo.

### 5.3 Controle de Velocidade

A fim de validar a aplicabilidade do modelo PWA proposto para representar o amplificador hidráulico na malha de controle de velocidade de UHEs, são apresentados resultados do controle de frequência à saída do gerador em situações distintas, cada uma delas em diversas condições de operação. Estas situações visam representar experimentos aos quais uma UHE real poderia ser submetida e, conseqüentemente, analisar o desempenho dinâmico do SEP.

O primeiro caso apresenta a resposta ao degrau no valor de referência da frequência, teste tipicamente realizado em ambientes de simulação para verificar o desempenho de controladores e realizar sua sintonia, o qual é apresentado na Subseção 5.3.1.

O segundo caso trata do problema de desinterligar a UHE do SIN e analisar o comportamento dinâmico do sistema isolado no restabelecimento do equilíbrio entre carga e geração. Para tanto, três condições de operação são analisadas em simulação, alterando-se o percentual de carga demandada da UHE. Este caso é apresentado na Subseção 5.3.2.

O terceiro caso trata do problema de desinterligar a UHE do SIN e analisar o

comportamento dinâmico do sistema isolado na rejeição de carga. Para tanto, são analisadas também três condições de operação em simulação, alterando-se o percentual de carga demandada da UHE operando isolada. Este caso é apresentado na Subseção 5.3.3.

Em todos os casos são comparadas a estratégia de controle HMPC, com norma 2, apresentada no trabalho, descrita no Capítulo 4, com a estratégia de controle PID típico de uso para UHEs dessa classe.

### 5.3.1 Resposta ao Degrau

Nesta subseção, é analisada a resposta ao degrau de 1% no valor de referência da frequência da máquina, aplicado no instante 30 segundos. Esta é uma condição que poderia ser experimentada apenas quando a UHE está operando a vazio, pois nesta situação tem-se uma alteração no valor nominal da frequência de referência à saída do gerador, situação não desejada quando a UHE está atendendo uma demanda de carga.

Para esta condição, adotaram-se os parâmetros do amplificador hidráulico estimados na Seção 5.2, conjunto microprocessado descrito pela Equação 5.1, modelo linear do conjunto turbina/conduto descrito pela Equação 2.5 com  $T_w = 2,17s$  e o conjunto gerador/carga descrito pela Equação 2.16 com  $T_m = 7,678s$  e característica da carga representada por  $K_D = 0,5$ , valor tipicamente utilizado para este tipo de teste nesta classe de UHEs. Considera-se também que não há perturbação de carga.

Verificou-se a resposta do controlador HMPC, utilizando a estrutura da Equação 4.2, com função custo dada pela Equação 4.1, e modelo final para o amplificador hidráulico com estrutura PWA, utilizando um período de amostragem  $\Delta t = 0,1 s$ . O controlador utilizado têm horizontes  $N_y = 100$  e  $N_u = 1$  e fatores de ponderação constantes  $\mu = 1$  e  $\lambda = 0$ . A escolha destes parâmetros levou em consideração a cobertura de todas as dinâmicas presentes no modelo e a possibilidade de chaveamento do sinal de controle. A Figura 50 apresenta o resultado da aplicação desta lei de controle.

Em contrapartida, verifica-se a resposta do controlador tipicamente usado na UHE, ou seja, o PID descrito pela Equação 5.2, com parâmetros  $K_p = 2,5$ ,  $K_i = 0,125$ ,  $K_d = 0,15$  e  $T_d = 1$ , os quais são utilizados quando a UHE está operando a vazio. A Figura 51 apresenta a resposta ao degrau do controlador PID.

Uma sobreposição do resultado comparando as duas estratégias pode ser visto na Figura 52. Observa-se que a lei de controle HMPC obteve desempenho superior em relação a lei de controle PID no seguimento da referência. Enquanto que a lei de controle HMPC quase não apresenta sobressinal e tempo de acomodação baixo, a lei de controle PID não consegue manter a frequência em seu valor nominal antes de dois minutos, fato este decorrente das não-linearidades presentes no amplificador hidráulico e da lei de controle utilizada.

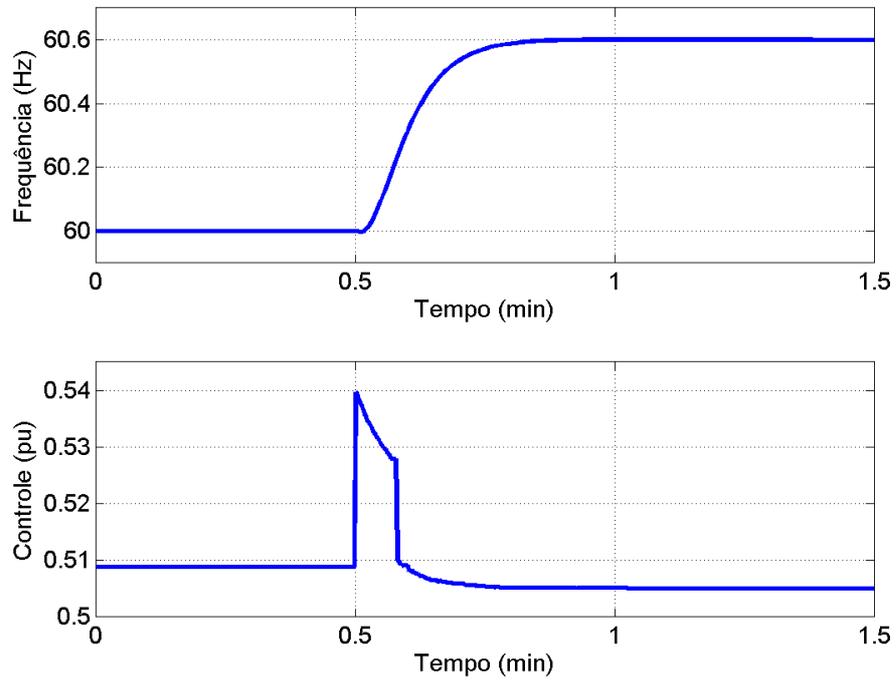


Figura 50 – Resposta do HMPC para degrau de 1% na referência.

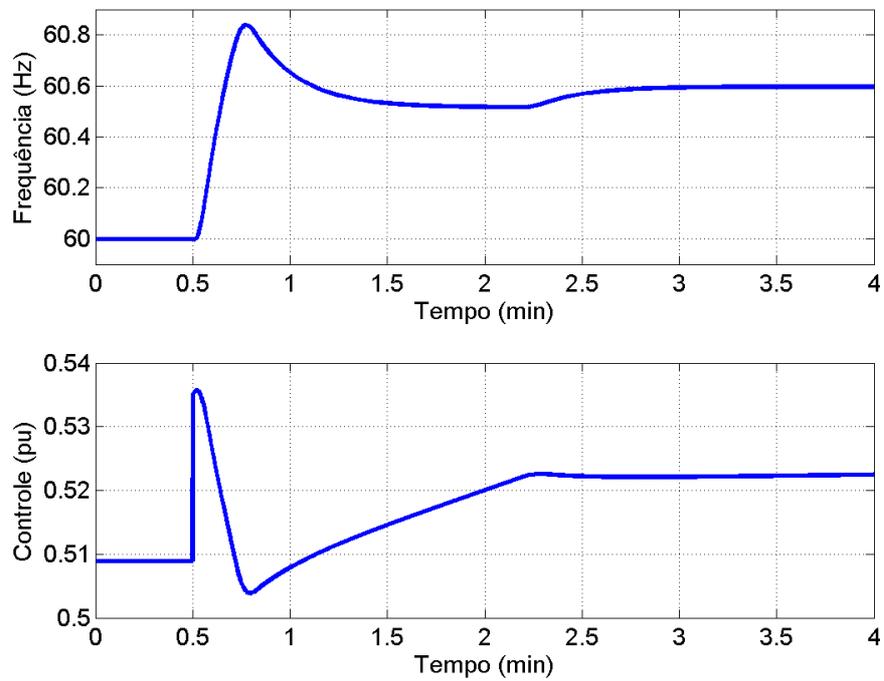


Figura 51 – Resposta do PID para degrau de 1% na referência.

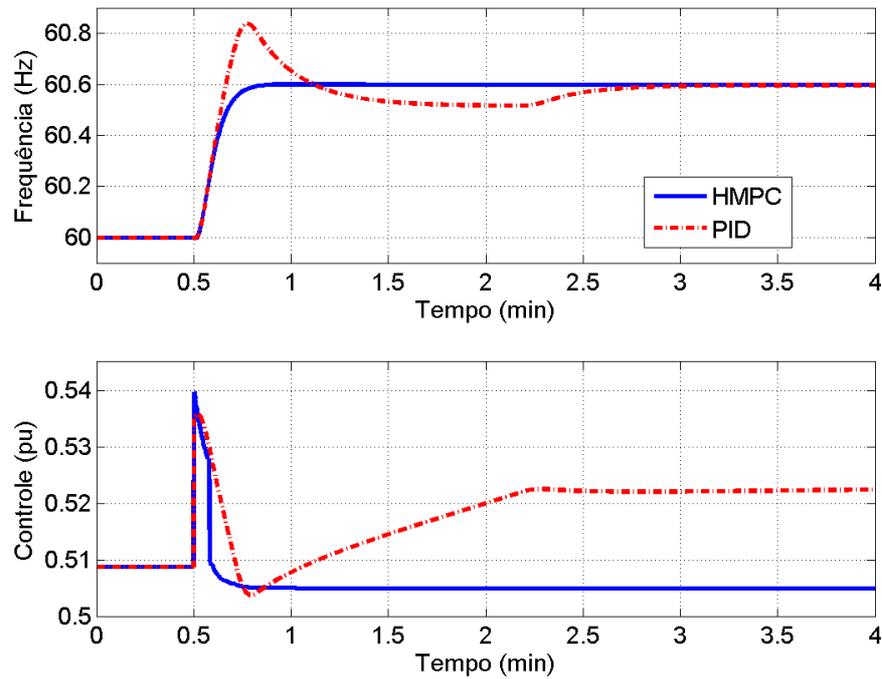


Figura 52 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para degrau de 1% na referência.

### 5.3.2 Desinterligação da UHE

Nesta subseção, é analisado desempenho dinâmico do sistema quando ocorre a desinterligação da UHE com o SIN, representando uma contingência no SEP. Desta forma, a UHE deve atender a demanda de carga sozinha, ou seja, é feita a análise do comportamento dinâmico do sistema isolado no restabelecimento do equilíbrio entre carga e geração, com estrutura da malha de controle de velocidade definida pela Figura 37. Nesta situação a estrutura do controlador é alterada e representada conforme Figura 53.

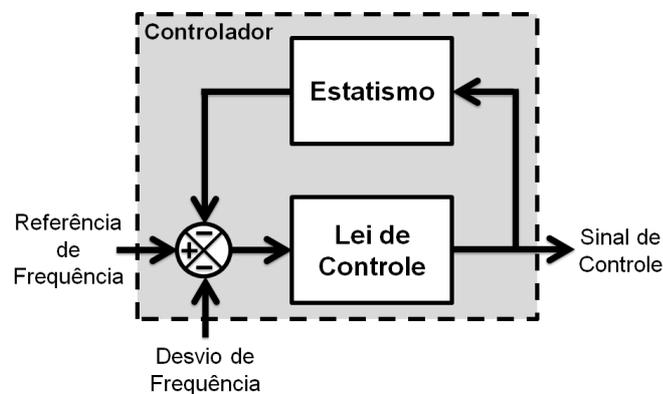


Figura 53 – Diagrama de blocos do controlador em situação interligada.

Como observado na Figura 53, o diagrama de blocos do controlador é composto, além do valor de referência, da realimentação do sinal de saída do processo e da lei de

controle, um bloco que representa o estatismo. Este estatismo é uma realimentação do controlador que altera o valor da referência da frequência nominal da malha do RV, em função da distribuição das cargas do SIN. O propósito do estatismo é garantir divisão igual da carga entre as unidades que estão gerando naquele instante. Tipicamente, um estatismo de regime permanente é ajustado em aproximadamente 5%, de modo que desvios de 5% na velocidade causam 100% de variação na abertura do distribuidor.

Portanto, como nesta subseção tem-se a análise do desempenho de controladores aplicados na malha de CCF quando ocorre a desinterligação da UHE com o SIN, adota-se que o estatismo está presente no controlador, sendo representado por um ganho  $e_p = 0,05$ , denominado de estatismo permanente.

Três condições de operação são analisadas e descritas a seguir. Na Sub-Subseção 5.3.2.1, são apresentados resultados da desinterligação da UHE com o SIN quando a geração da UHE está em 75% da potência nominal e a carga remanescente no SIN é também de 75% do valor nominal. Na Sub-Subseção 5.3.2.2, são apresentados resultados da desinterligação da UHE com o SIN quando a geração da UHE está em 95% da potência nominal e a carga remanescente no SIN é de 50% do valor nominal. Na Sub-Subseção 5.3.2.3, são apresentados resultados da desinterligação da UHE com o SIN quando a geração da UHE está em 50% da potência nominal e a carga remanescente no SIN é de 95% do valor nominal.

### 5.3.2.1 Desinterligação da UHE com Manutenção da Carga e da Geração

Para simular esta situação, adota-se  $T_w = 1,6275$ s e uma perturbação de carga obtida através dos *software* de simulação de transitórios eletromecânicos denominado ANATEM (CENTRO DE PESQUISAS DE ENERGIA ELÉTRICA, 2006) e para análise de redes denominado ANAREDE (CENTRO DE PESQUISAS DE ENERGIA ELÉTRICA, 2011), considerando-se a UHE estudada e a condição de carga definida. Obteve-se, portanto, a curva de perturbação apresentada na Figura 54, que representa a desinterligação da UHE ao SIN, operando em condição isolada e devendo atender a demanda de carga de 75%.

Nesta situação de operação da UHE, foram realizados três testes, considerando-se alterações no tipo de carga conectada ao gerador, como discutido na Seção 2.4.

Nas três representações distintas do tipo da carga, aplicou-se a lei de controle HMPC, utilizando a estrutura da Equação 4.2, com função custo dada pela Equação 4.1, e modelo final para o amplificador hidráulico com estrutura PWA, utilizando um período de amostragem  $\Delta t = 0,1$  s. O controlador utilizado têm horizontes  $N_y = 100$  e  $N_u = 1$  e fatores de ponderação constantes  $\mu = 1$  e  $\lambda = 0$ , como discutido nesta seção.

Para comparar o desempenho, verifica-se também a resposta do controlador ti-

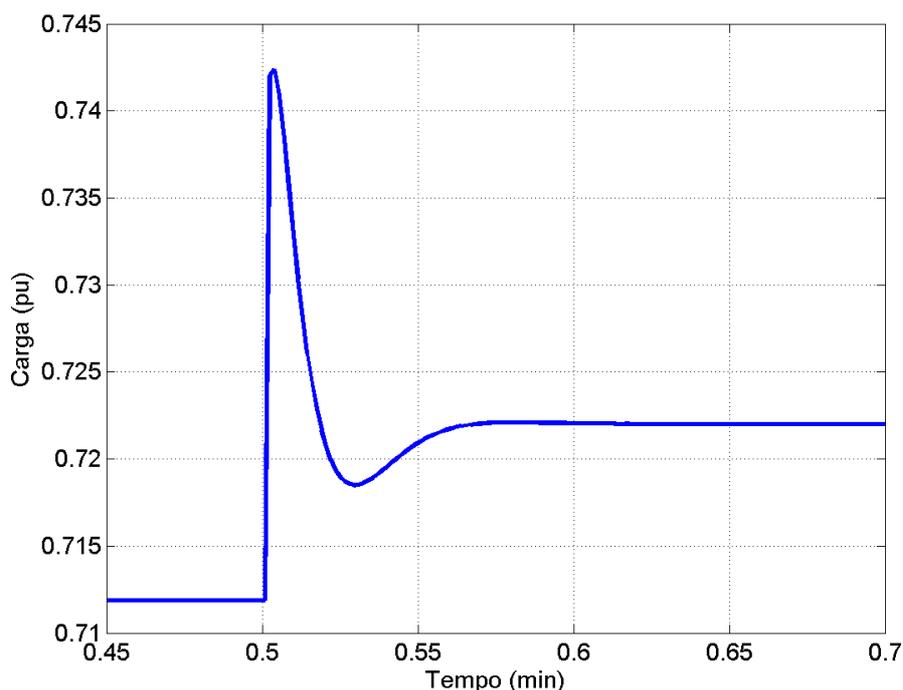


Figura 54 – Representação da perturbação de carga aplicada na UHE.

picamente usado na UHE, ou seja, o PID descrito pela Equação 5.2, com parâmetros  $K_p = 1,25$ ,  $K_i = 0,0625$ ,  $K_d = 0$  e  $T_d = 1$ , os quais são utilizados quando a UHE está operando isolada.

A primeira configuração do tipo da carga considera a condição típica de uso do valor do fator de autorregulação do grupo turbina/gerador, ou seja,  $K_D = 0,5$ , representando uma característica predominante de consumo residencial no verão, conforme Tabela 2.

As Figuras 55 e 56 apresentam, respectivamente, o resultado da aplicação da lei de controle HMPC e a lei de controle PID.

Uma sobreposição do resultado comparando as duas estratégias pode ser visto na Figura 57. Observa-se que a lei de controle HMPC obteve desempenho superior em relação a lei de controle PID no restabelecimento da frequência do gerador. Enquanto que a lei de controle HMPC quase não apresenta sobressinal e tempo de acomodação baixo, a lei de controle PID só consegue levar a frequência do gerador ao seu valor nominal após quatro minutos.

A segunda configuração do tipo da carga considera uma condição distinta de uso do valor do fator de autorregulação do grupo turbina/gerador, ou seja,  $K_D = 0,15$ , representando uma característica predominante de consumo residencial no inverno, conforme Tabela 2.

As Figuras 58 e 59 apresentam, respectivamente, o resultado da aplicação da lei de

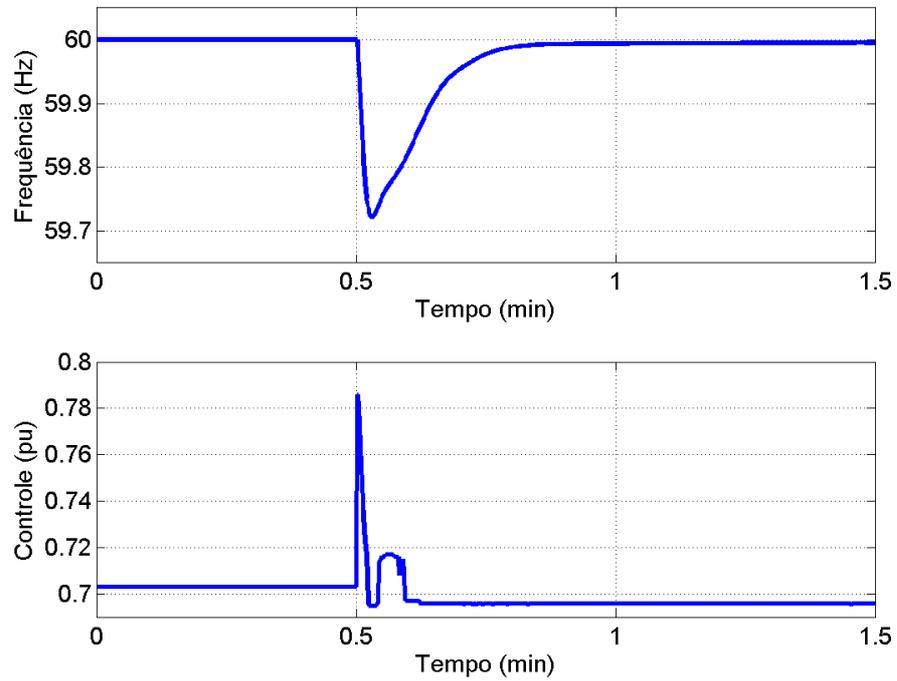


Figura 55 – Resposta do HMPC para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e  $K_D = 0,5$ .

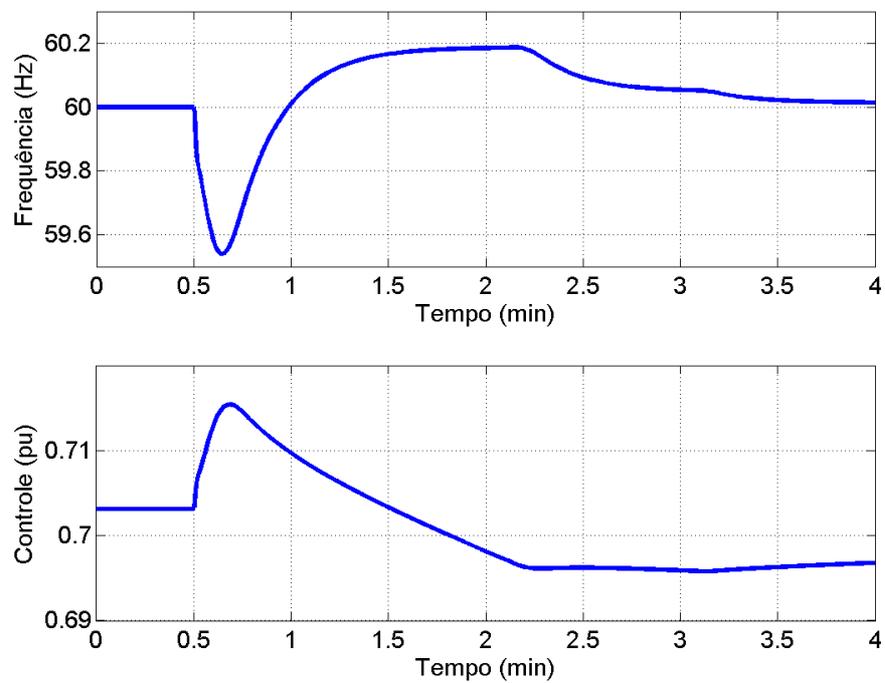


Figura 56 – Resposta do PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e  $K_D = 0,5$ .

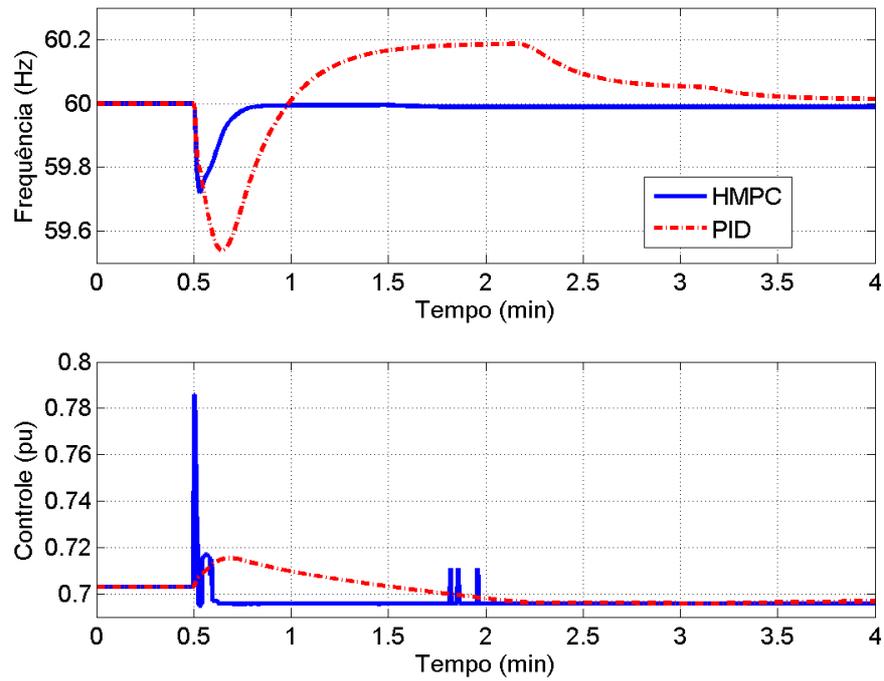


Figura 57 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e  $K_D = 0,5$ .

controle HMPC e a lei de controle PID.

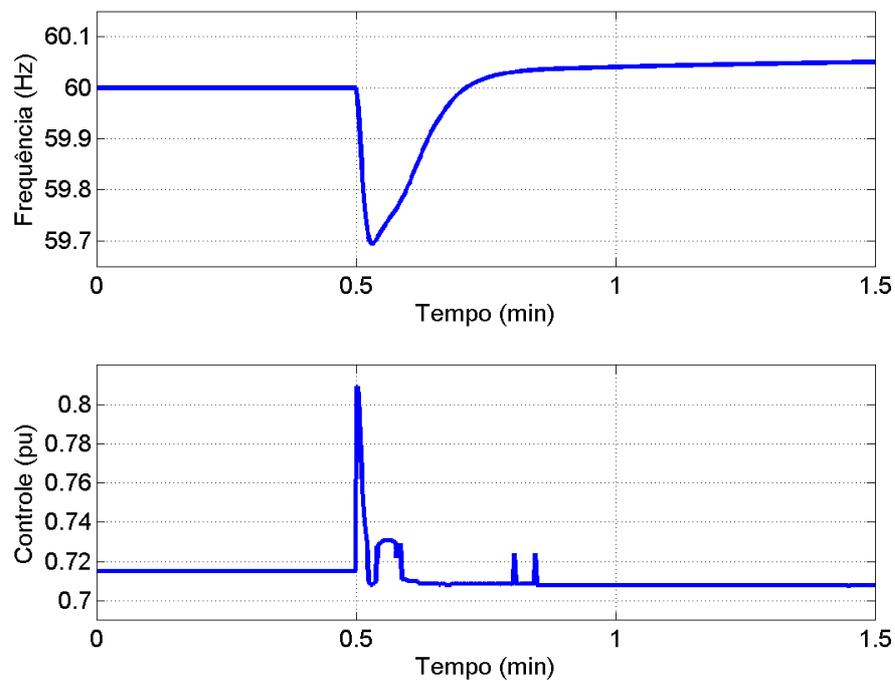


Figura 58 – Resposta do HMPC para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e  $K_D = 0,15$ .

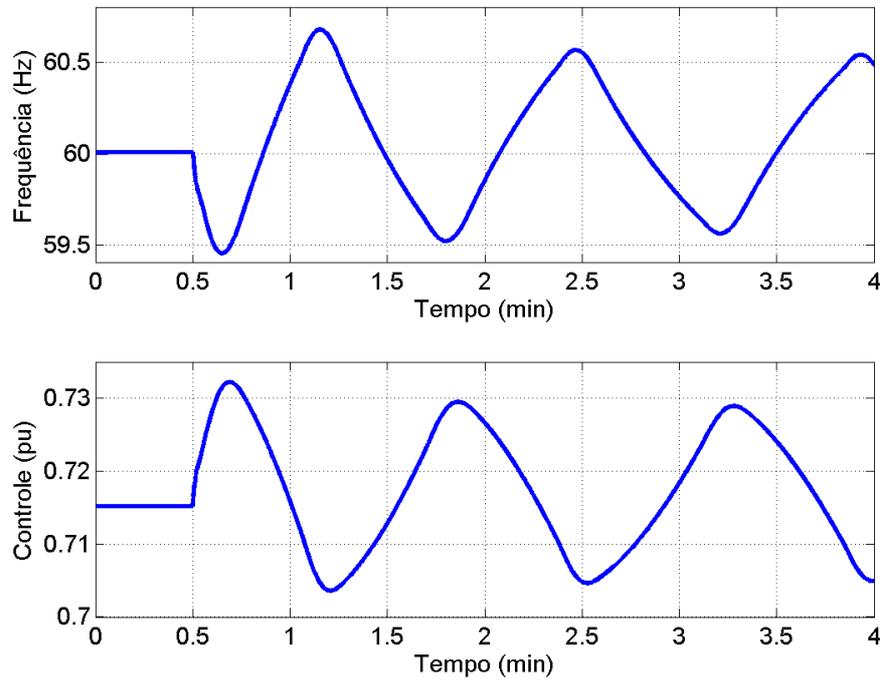


Figura 59 – Resposta do PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e  $K_D = 0,15$ .

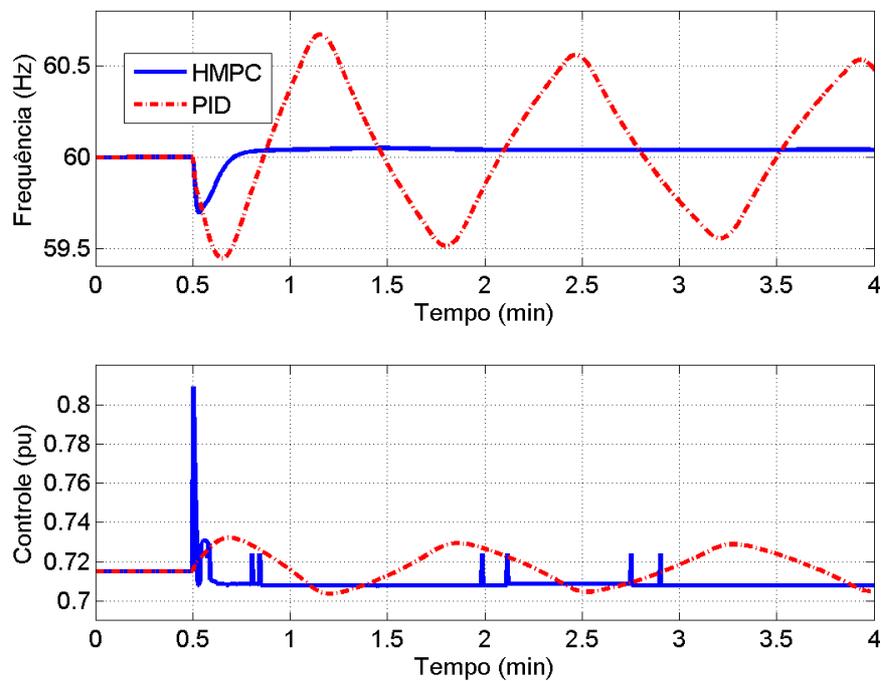


Figura 60 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e  $K_D = 0,15$ .

Uma sobreposição do resultado comparando as duas estratégias pode ser visto na Figura 60. Observa-se que a lei de controle HMPC obteve desempenho superior em relação a lei de controle PID no restabelecimento da frequência do gerador. Enquanto que a lei de controle HMPC leva a frequência do gerador ao seu valor de referência em menos de meio minuto, a lei de controle PID não consegue levar a frequência do gerador ao seu valor nominal em nenhum instante, fato este decorrente das não-linearidades presentes no amplificador hidráulico, pela falta de amortecimento da carga conectada ao gerador e também pela própria característica da lei de controle.

A terceira configuração do tipo da carga considera uma outra condição distinta de uso do valor do fator de autorregulação do grupo turbina/gerador, ou seja,  $K_D = 1,5$ , representando uma característica mista de consumo residencial, comercial e industrial, podendo ser obtido através da Tabela 2.

As Figuras 61 e 62 apresentam, respectivamente, o resultado da aplicação da lei de controle HMPC e a lei de controle PID.

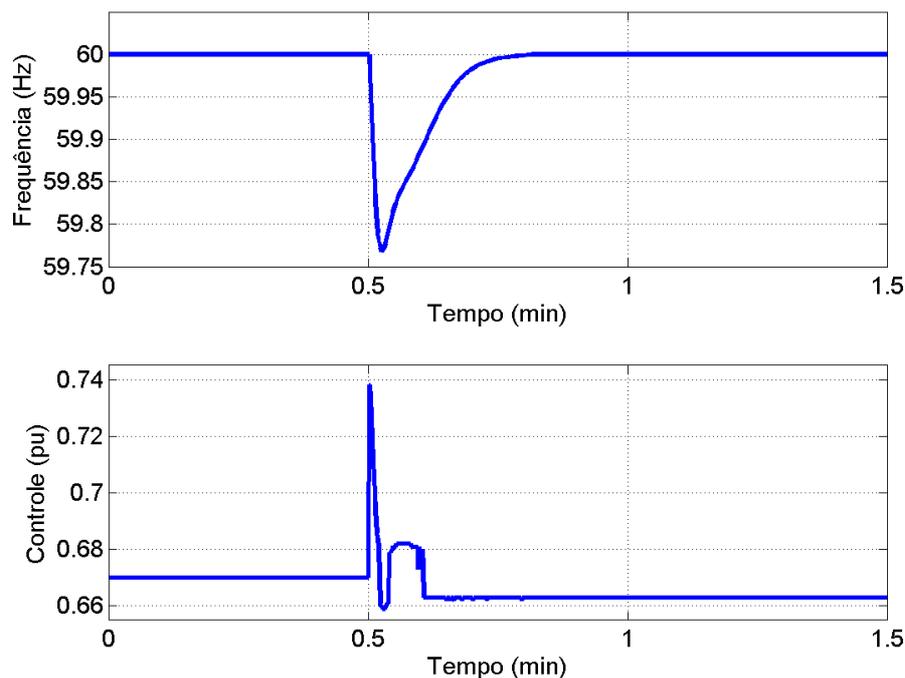


Figura 61 – Resposta do HMPC para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e  $K_D = 1,5$ .

Uma sobreposição do resultado comparando as duas estratégias pode ser visto na Figura 63. Observa-se que a lei de controle HMPC obteve desempenho superior em relação a lei de controle PID no restabelecimento da frequência do gerador. Enquanto que a lei de controle HMPC leva a frequência do gerador ao seu valor de referência em aproximadamente quinze segundos e sem sobressinal, a lei de controle PID leva a frequência

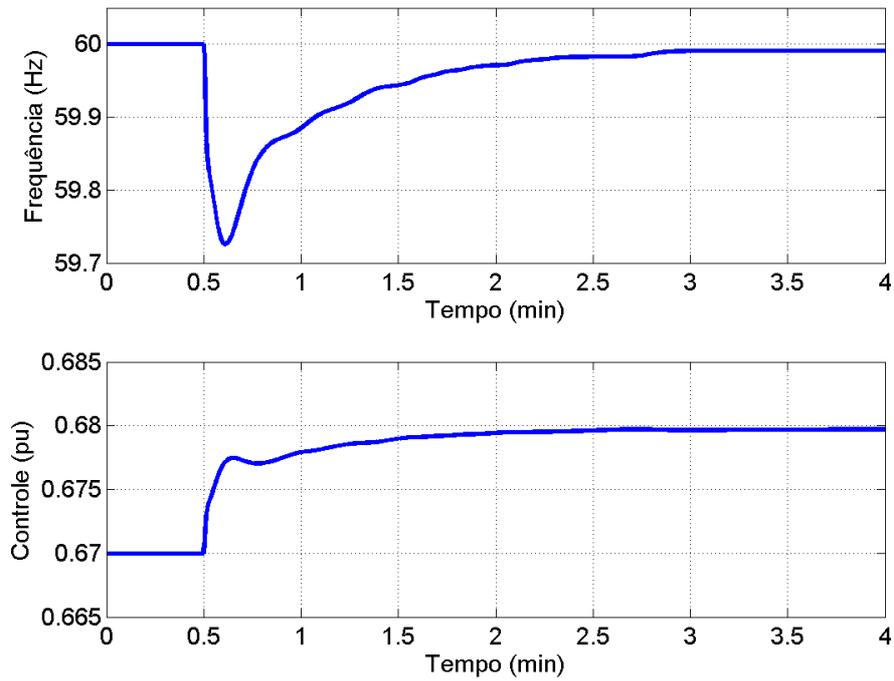


Figura 62 – Resposta do PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e  $K_D = 1,5$ .

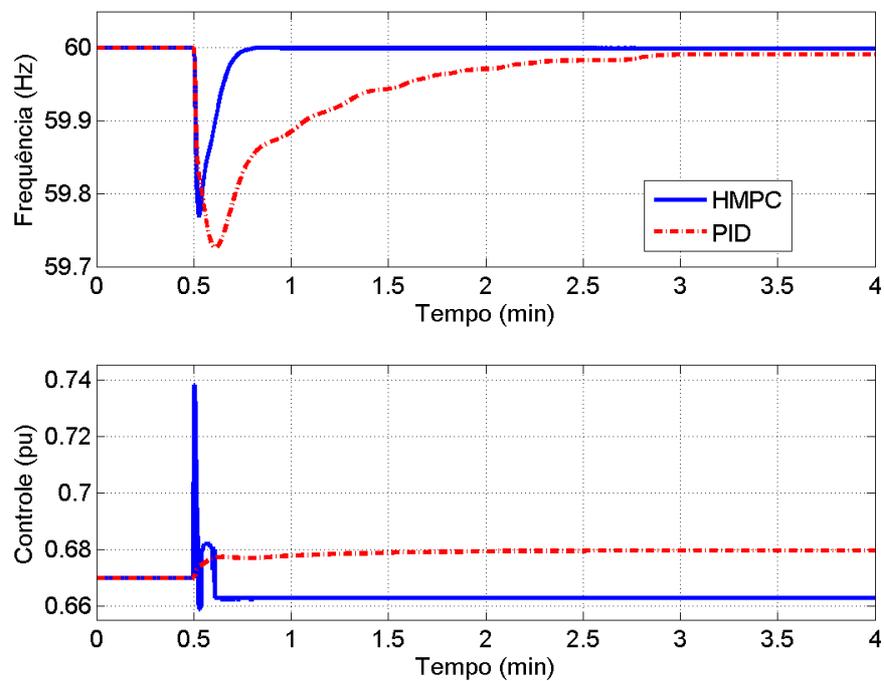


Figura 63 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 75% e  $K_D = 1,5$ .

do gerador ao seu valor nominal em cerca de três minutos.

### 5.3.2.2 Desinteligação da UHE com Diminuição da Carga e da Geração

Para simular esta situação, adota-se  $T_w = 1,085s$  e uma perturbação de carga obtida através dos *software* ANATEM e ANAREDE, considerando-se a UHE estudada e a condição de carga definida. Obteve-se, portanto, a curva de perturbação apresentada na Figura 64, que representa a desinterligação da UHE ao SIN, operando em condição isolada e devendo atender a demanda de carga. Inicialmente, a geração da UHE estava em 95% e após a desinterligação a carga remanescente é de 50%, devendo a UHE atender esta demanda de carga de forma isolada. Nesta situação, adotou-se que o tipo da carga conectada corresponde a um fator  $K_D = 0,5$ .

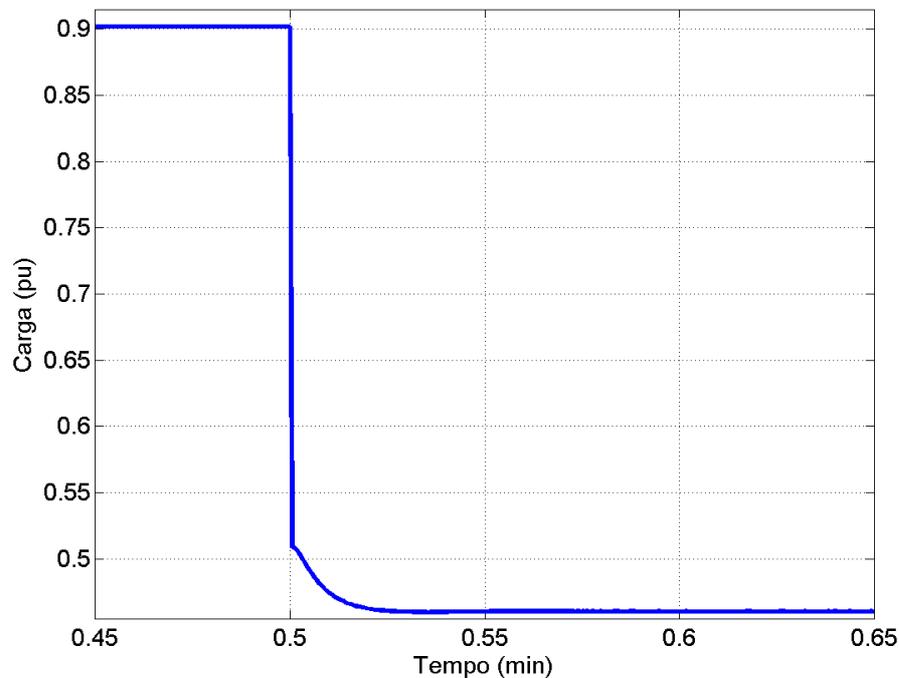


Figura 64 – Representação da perturbação de carga aplicada na UHE.

Nesta condição de operação, aplicou-se a lei de controle HMPC, utilizando a estrutura da Equação 4.2, com função custo dada pela Equação 4.1, e modelo final para o amplificador hidráulico com estrutura PWA, utilizando um período de amostragem  $\Delta t = 0,1$  s. O controlador utilizado têm horizontes  $N_y = 100$  e  $N_u = 1$  e fatores de ponderação constantes  $\mu = 1$  e  $\lambda = 0$ .

Para comparar o desempenho, verifica-se também a resposta do controlador tipicamente usado na UHE, ou seja, o PID descrito pela Equação 5.2, com parâmetros  $K_p = 1,25$ ,  $K_i = 0,0625$ ,  $K_d = 0$  e  $T_d = 1$ .

As Figuras 65 e 66 apresentam, respectivamente, o resultado da aplicação da lei de controle HMPC e a lei de controle PID.

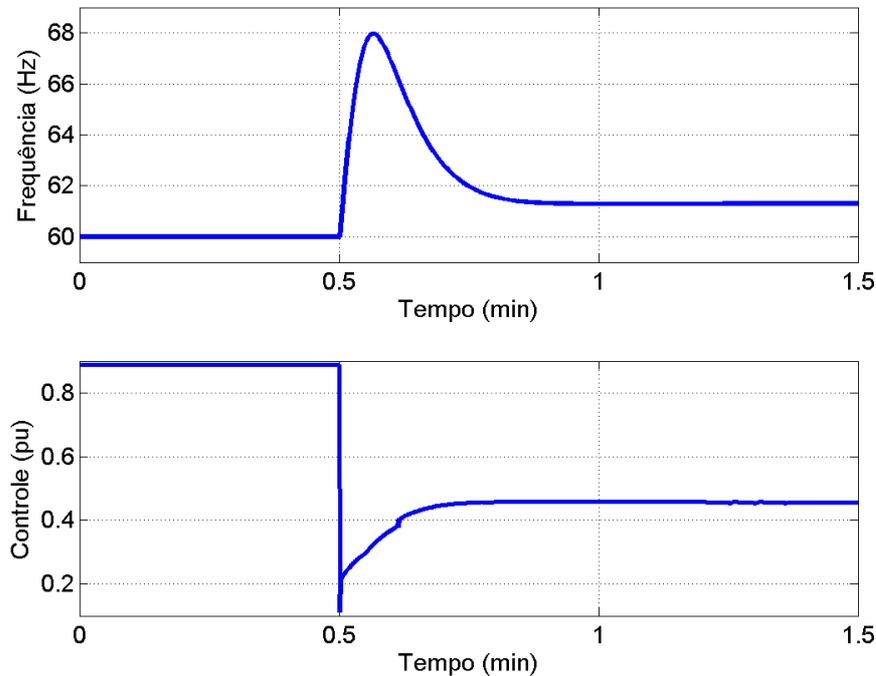


Figura 65 – Resposta do HMPC para desinterligação da UHE com carga remanescente de 50% e  $K_D = 0,5$ .

Uma sobreposição do resultado comparando as duas estratégias pode ser visto na Figura 67. Observa-se em ambas leis de controle um grande desvio inicial da frequência, fato este devido a grande diminuição de carga aplicada a unidade geradora. Também percebe-se que a frequência de restabelecimento fica em torno de 61 Hz, o que ocorre devido ao estatismo permanente presente nesta malha de controle, levando a frequência de referência para este patamar. Para a manutenção da frequência em 60 Hz, seria necessário que o controlador secundário, ou seja, o CAG, alterasse o valor de referência desta malha de controle. Neste caso, o controlador HMPC também tem desempenho superior em relação do PID no restabelecimento da frequência, principalmente em relação ao seu sobressinal.

### 5.3.2.3 Desinteligação da UHE com Aumento da Carga e da Geração

Para simular esta situação, adota-se  $T_w = 2,17s$  e uma perturbação de carga obtida através dos *software* ANATEM e ANAREDE, considerando a UHE estudada e a condição de carga definida. Obteve-se, portanto, a curva de perturbação apresentada na Figura 68, que representa a desinterligação da UHE ao SIN, operando-se em condição isolada e devendo atender a demanda de carga. Inicialmente, a geração da UHE estava em 50% e após a desinterligação a carga remanescente é de 95%, devendo a UHE atender

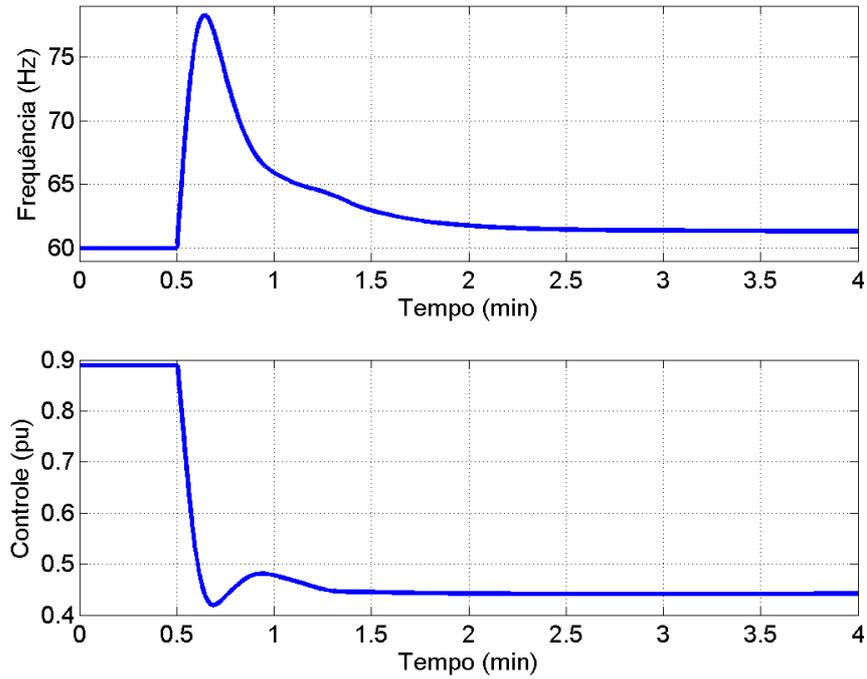


Figura 66 – Resposta do PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 50% e  $K_D = 0,5$ .

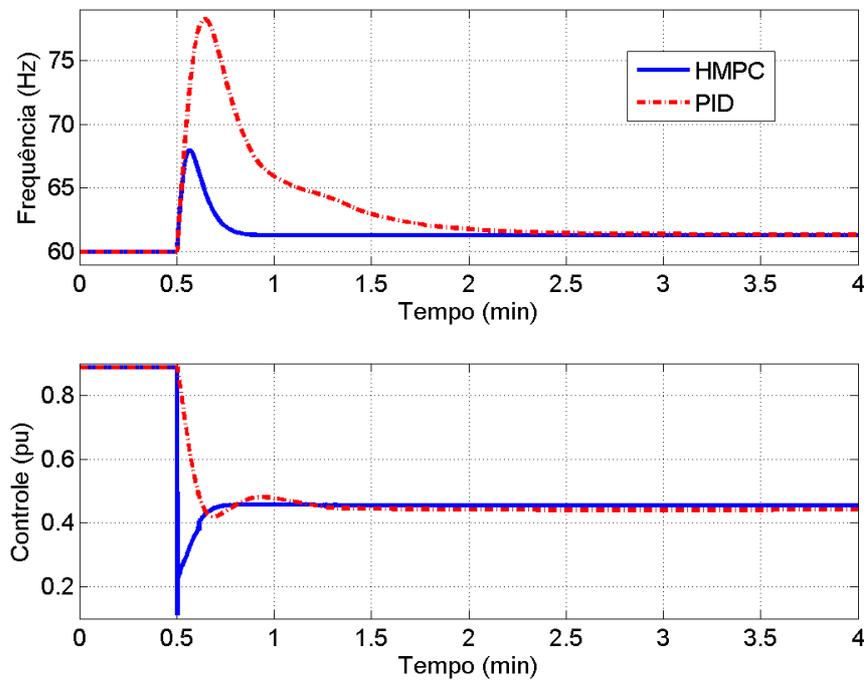


Figura 67 – Resposta comparativa entre o H MPC e o PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 50% e  $K_D = 0,5$ .

esta demanda de carga de forma isolada. Nesta situação, adotou-se que o tipo da carga conectada corresponde a um fator  $K_D = 0,5$ .

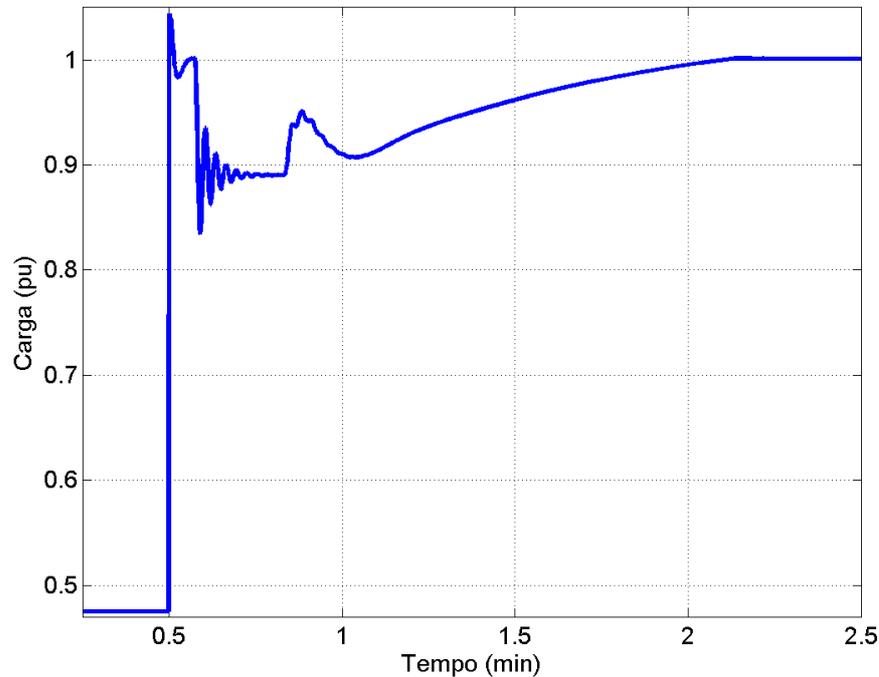


Figura 68 – Representação da perturbação de carga aplicada na UHE.

Nesta condição de operação, aplicou-se a lei de controle HMPC, utilizando a estrutura da Equação 4.2, com função custo dada pela Equação 4.1, e modelo final para o amplificador hidráulico com estrutura PWA, utilizando um período de amostragem  $\Delta t = 0,1$  s. O controlador utilizado têm horizontes  $N_y = 100$  e  $N_u = 1$  e fatores de ponderação constantes  $\mu = 1$  e  $\lambda = 0$ .

Para comparar o desempenho, verifica-se também a resposta do controlador tipicamente usado na UHE, ou seja, o PID descrito pela Equação 5.2, com parâmetros  $K_p = 1,25$ ,  $K_i = 0,0625$ ,  $K_d = 0$  e  $T_d = 1$ .

As Figuras 69 e 70 apresentam, respectivamente, o resultado da aplicação da lei de controle HMPC e a lei de controle PID.

Uma sobreposição do resultado comparando as duas estratégias pode ser visto na Figura 71. Observa-se que ambos controladores tem inicialmente um grande desvio na frequência do gerador, mas esta é restabelecida, em torno de 58,5 Hz devido ao estatismo permanente. Percebe-se que o controlador HMPC leva ao valor de referência da frequência em um tempo menor que o PID.

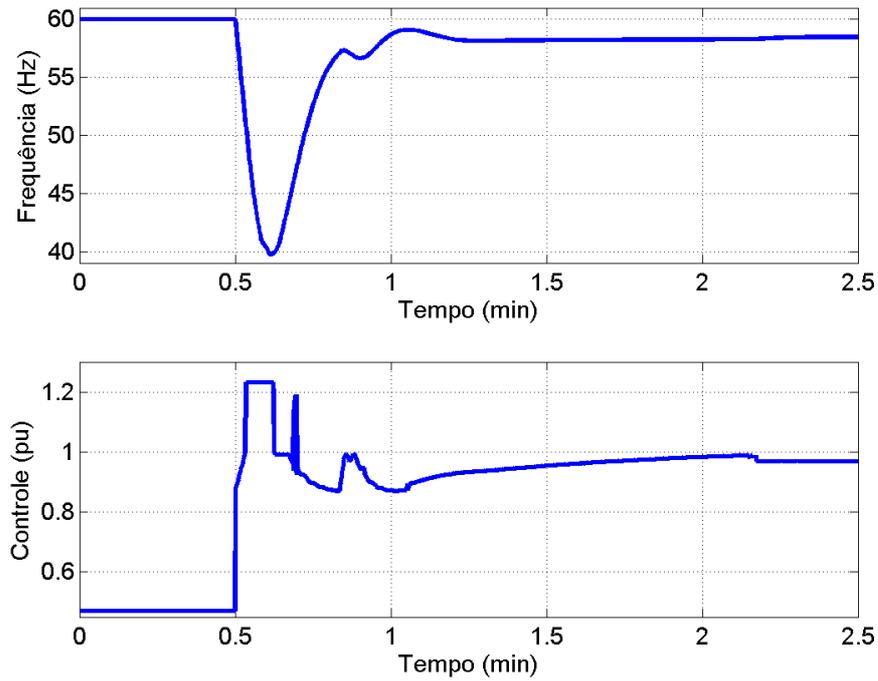


Figura 69 – Resposta do H MPC para desinterligação da UHE com carga remanescente de 95% e  $K_D = 0,5$ .

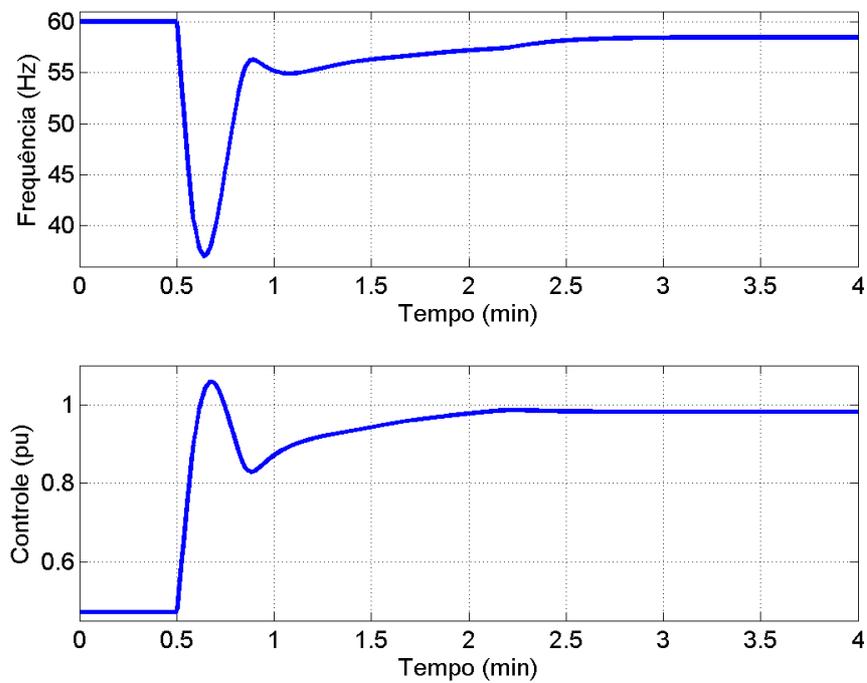


Figura 70 – Resposta do PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 95% e  $K_D = 0,5$ .

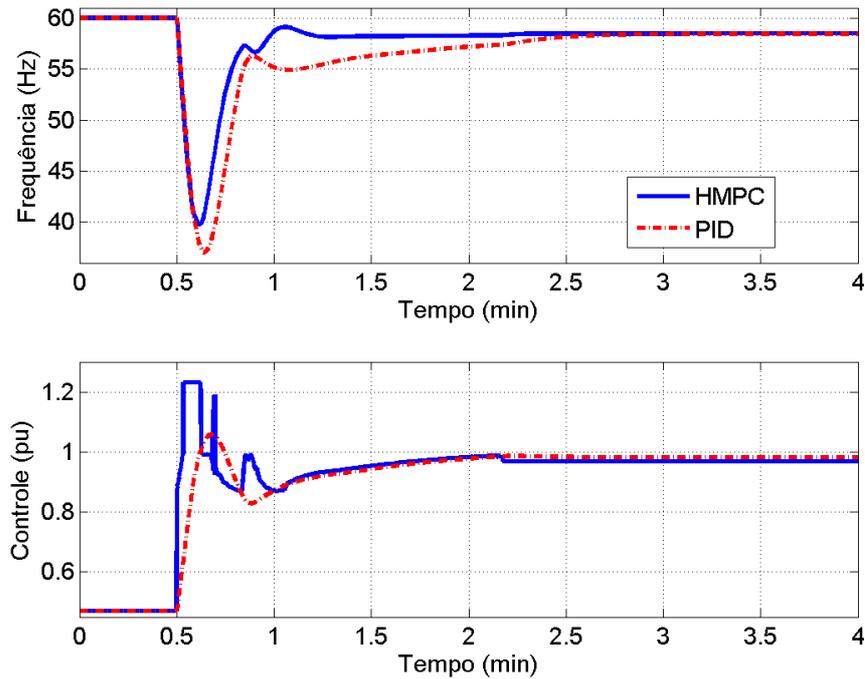


Figura 71 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para desinterligação da UHE com carga remanescente de 95% e  $K_D = 0,5$ .

### 5.3.3 Rejeição de Carga

Nesta subseção, é analisado o desempenho dinâmico do sistema isolado após a desinterligação da UHE com o SIN na rejeição de carga. Desta forma, a UHE deve atender a demanda de carga sozinha, com estrutura da malha de controle de velocidade definida pela Figura 37. Nesta situação a estrutura do controlador desconsidera o estatismo presente quando a UHE está operando de forma interligada, ou seja,  $e_p = 0$ , e, nesta situação, é chamado de controlador isócrono.

Três condições de operação são analisadas e descritas a seguir. Na Sub-Subseção 5.3.3.1, são apresentados resultados de 1% de aumento de carga. Na Sub-Subseção 5.3.3.2, são apresentados resultados de aproximadamente 45% de diminuição de carga. Na Sub-Subseção 5.3.3.3, são apresentados resultados de aproximadamente 50% de aumento de carga.

Nas três condições de operação analisadas, aplicou-se a lei de controle HMPC, utilizando a estrutura da Equação 4.2, com função custo dada pela Equação 4.1, e modelo final para o amplificador hidráulico com estrutura PWA, utilizando um período de amostragem  $\Delta t = 0,1$  s. O controlador utilizado têm horizontes  $N_y = 100$  e  $N_u = 1$  e fatores de ponderação constantes  $\mu = 1$  e  $\lambda = 0$ , como discutido nesta seção.

Para comparar o desempenho, verifica-se também a resposta de controladores do

tipo PID, descritos pela Equação 5.2, otimizados para cada teste, ou seja, uma situação hipotética de operação da UHE quando isolada.

### 5.3.3.1 Pequena Alteração de Carga

Para simular a entrada de carga no gerador, quando a UHE já está operando isolada e atendendo sozinha a demanda, utilizou-se uma perturbação de carga descrita pela Figura 54. Embora esta dinâmica da carga tenha sido obtida para representar a desinterligação da UHE, esta pode também representar uma entrada de carga dinâmica na unidade geradora da UHE e então ser utilizada para testes quando operando isolada.

Considerando-se esta situação de operação da UHE, foram realizados três testes, os quais diferem por alterações no tipo de carga conectada ao gerador, como discutido na Subseção 2.4.

A primeira configuração do tipo da carga considera a condição típica de uso do valor do fator de autorregulação do grupo turbina/gerador, ou seja,  $K_D = 0,5$ , representando uma característica predominante de consumo residencial no verão, conforme Tabela 2.

As Figuras 72 e 73 apresentam, respectivamente, o resultado da aplicação da lei de controle HMPC e a lei de controle PID, com seus parâmetros ajustados para  $K_p = 1,5$ ,  $K_i = 0,075$ ,  $K_d = 0,15$  e  $T_d = 1$  nesta condição de operação.

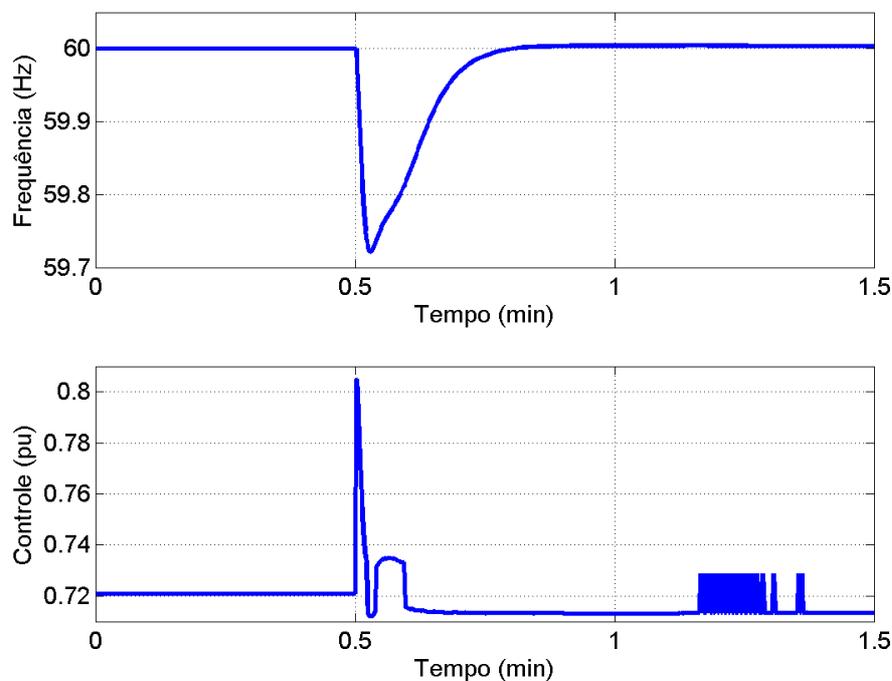


Figura 72 – Resposta do HMPC para aumento de 1% de carga e  $K_D = 0,5$ .

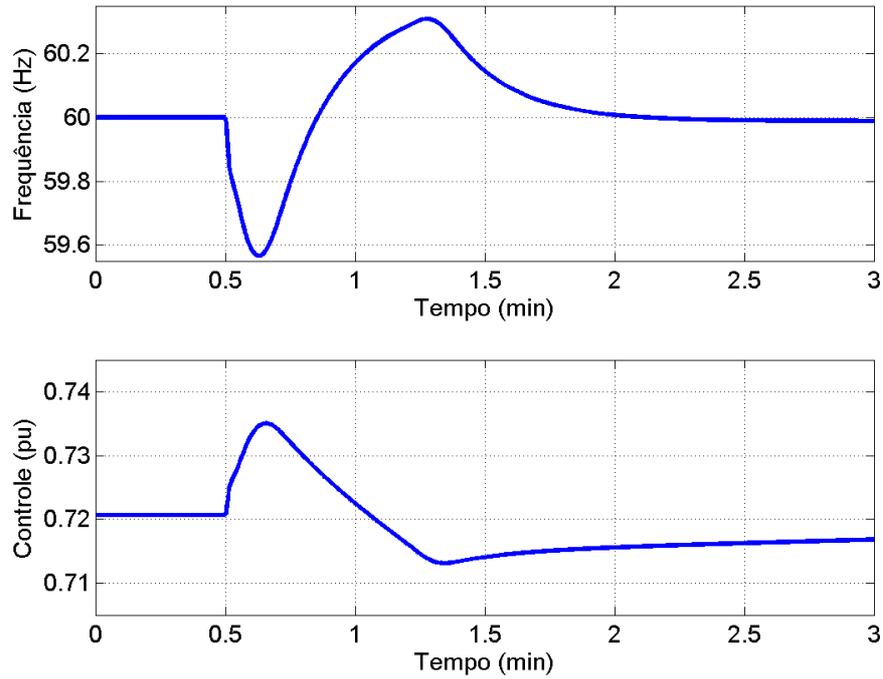


Figura 73 – Resposta do PID para aumento de 1% de carga e  $K_D = 0,5$ .

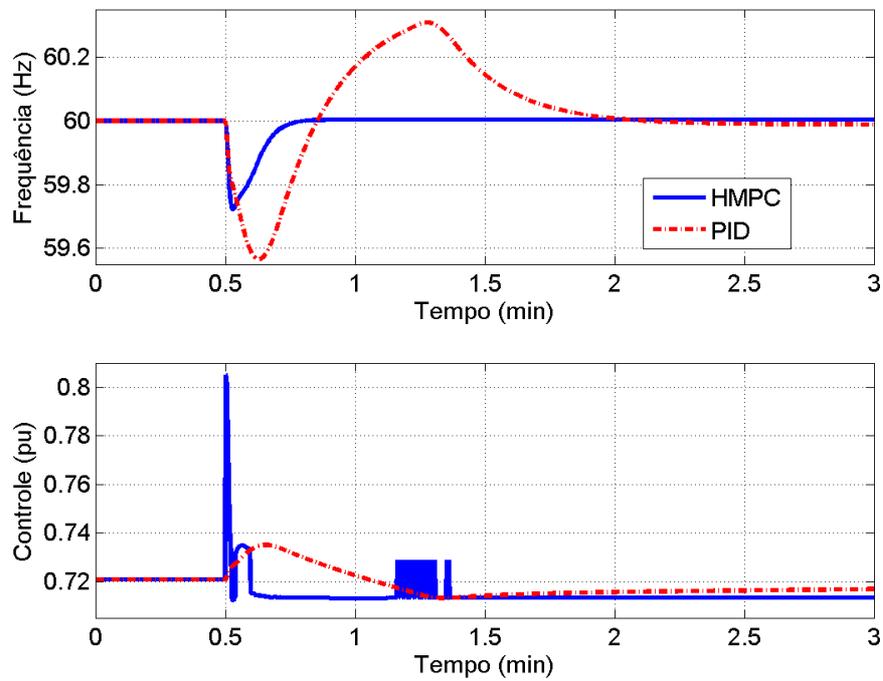


Figura 74 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para aumento de 1% de carga e  $K_D = 0,5$ .

Uma sobreposição do resultado comparando as duas estratégias pode ser visto na Figura 74. Observa-se que existe um chaveamento de alta frequência no sinal de controle

do controlador HMPC, fato decorrido do chaveamento entre modelos que se origina da representação PWA para o sistema, porém este leva a frequência de saída do gerador ao seu valor nominal em menor tempo que o controlador PID e sem sobressinal.

A segunda configuração do tipo da carga considera uma condição distinta de uso do valor do fator de autorregulação do grupo turbina/gerador, ou seja,  $K_D = 0,15$ , representando uma característica predominante de consumo residencial no inverno, conforme Tabela 2.

As Figuras 75 e 76 apresentam, respectivamente, o resultado da aplicação da lei de controle HMPC e a lei de controle PID, com seus parâmetros ajustados para  $K_p = 2,0$ ,  $K_i = 0,025$ ,  $K_d = 0,15$  e  $T_d = 1$  nesta condição de operação.

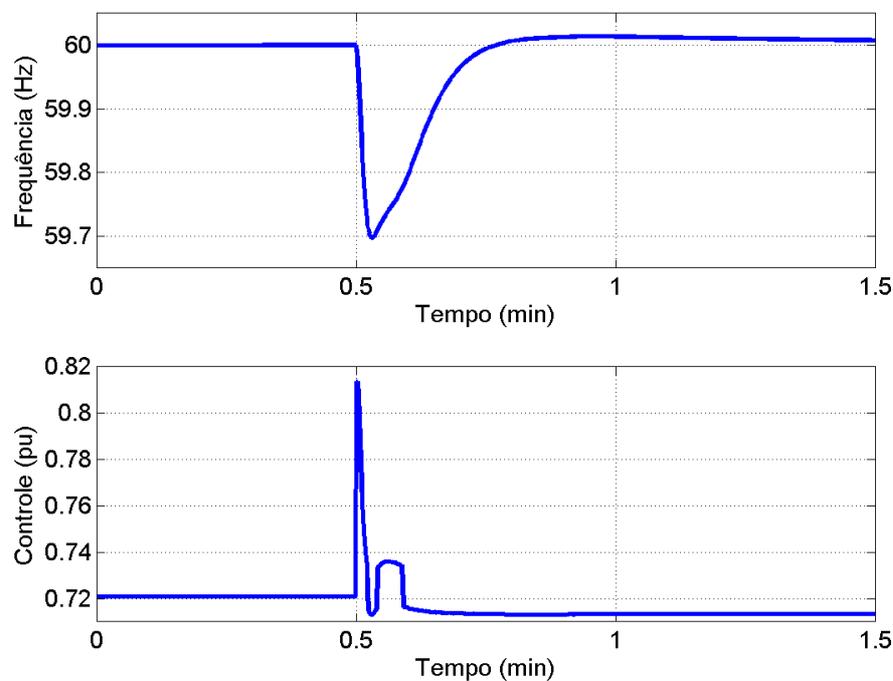


Figura 75 – Resposta do HMPC para aumento de 1% de carga e  $K_D = 0,15$ .

Uma sobreposição do resultado comparando-se as duas estratégias pode ser visto na Figura 77. Observa-se que a lei de controle HMPC leva a frequência do gerador ao seu valor de referência em um minuto e a lei de controle PID em mais de cinco minutos, além dessa apresentar oscilações e maior sobressinal.

A terceira configuração do tipo da carga considera uma outra condição distinta de uso do valor do fator de autorregulação do grupo turbina/gerador, ou seja,  $K_D = 1,5$ , representando uma característica mista de consumo residencial, comercial e industrial, podendo ser obtido através da Tabela 2.

As Figuras 78 e 79 apresentam, respectivamente, o resultado da aplicação da lei de

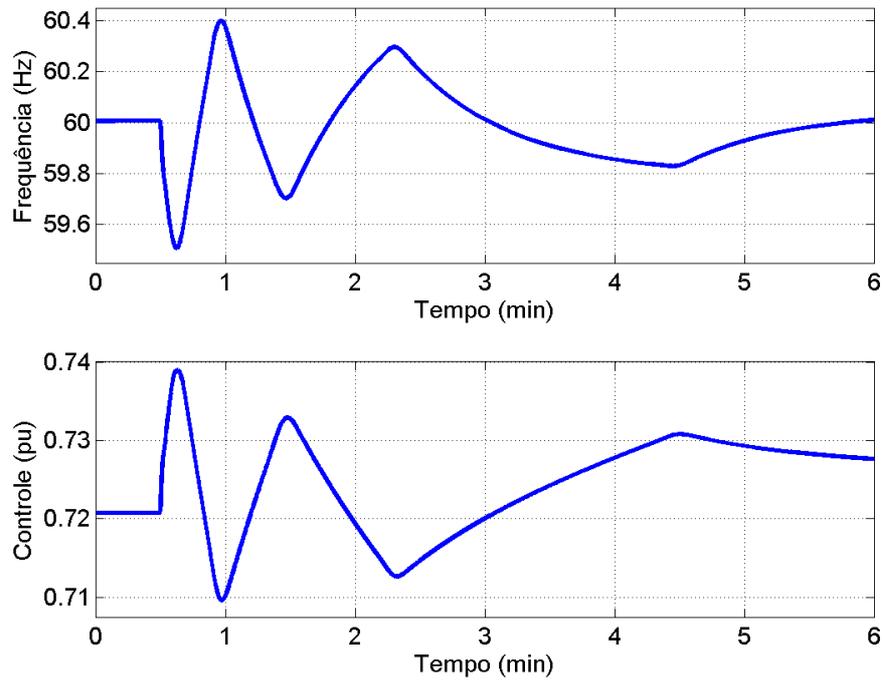


Figura 76 – Resposta do PID para aumento de 1% de carga e  $K_D = 0,15$ .

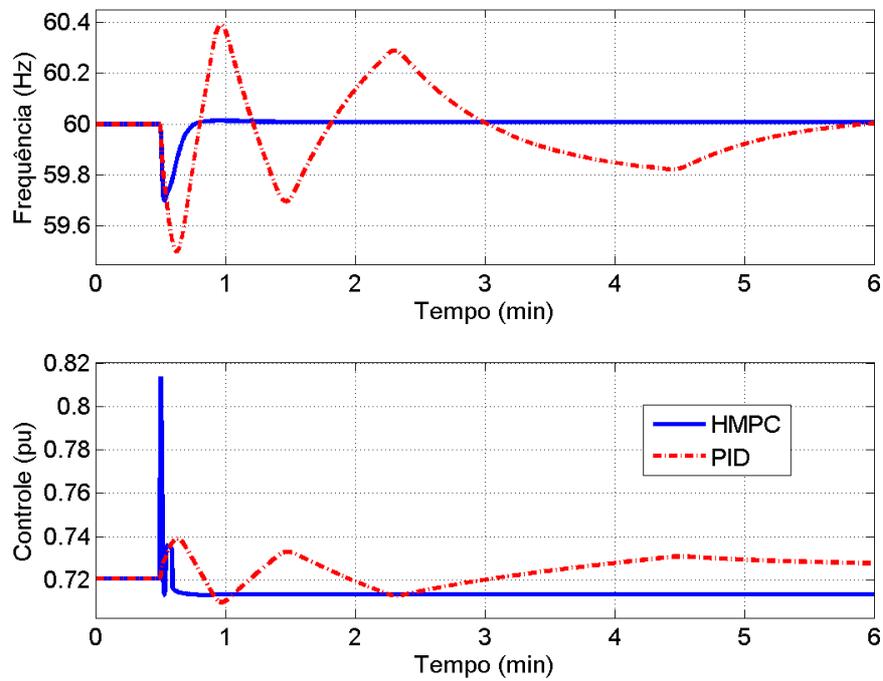
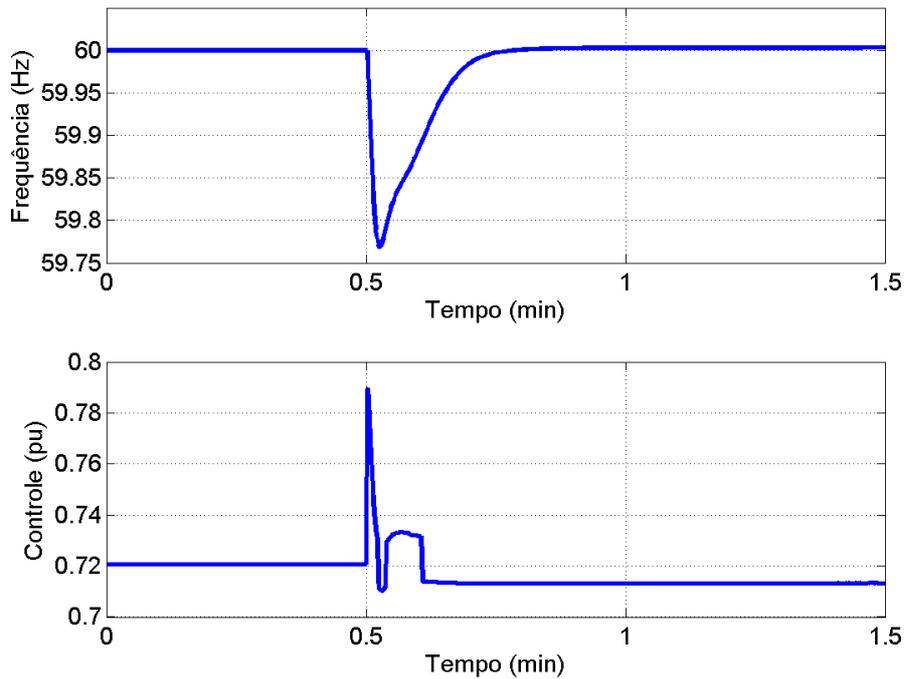
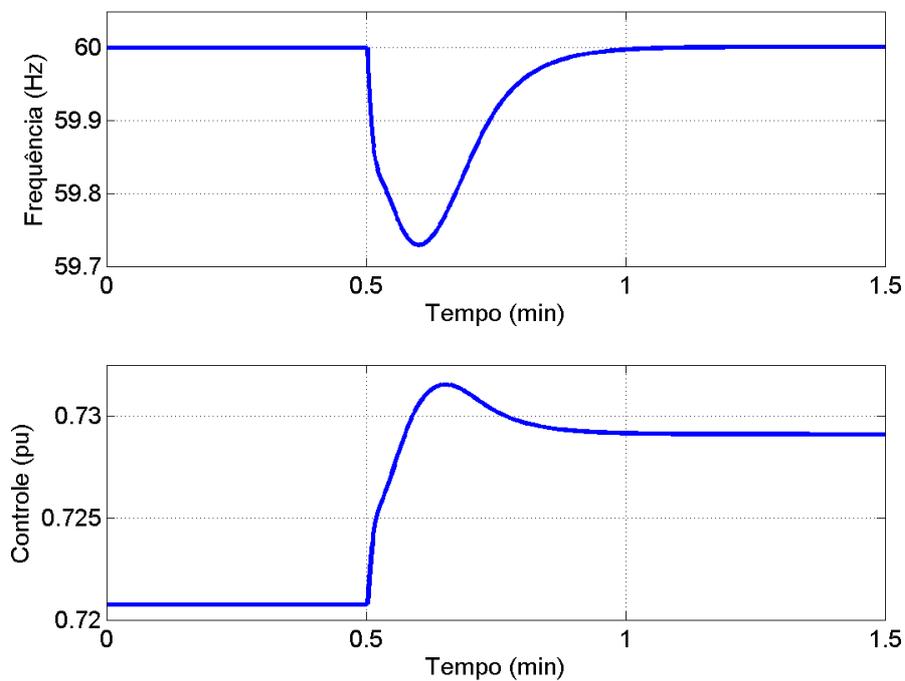


Figura 77 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para aumento de 1% de carga e  $K_D = 0,15$ .

controle HMPC e a lei de controle PID, com seus parâmetros ajustados para  $K_p = 1,5$ ,  $K_i = 0,15$ ,  $K_d = 0,075$  e  $T_d = 1$  nesta condição de operação.

Figura 78 – Resposta do HMPC para aumento de 1% de carga e  $K_D = 1,5$ .Figura 79 – Resposta do PID para aumento de 1% de carga e  $K_D = 1,5$ .

Uma sobreposição do resultado comparando as duas estratégias pode ser visto na Figura 80. Observa-se que a lei de controle HMPC leva a frequência de saída do gerador ao seu valor nominal em menor tempo que o controlador PID. Em ambas não são apresentados

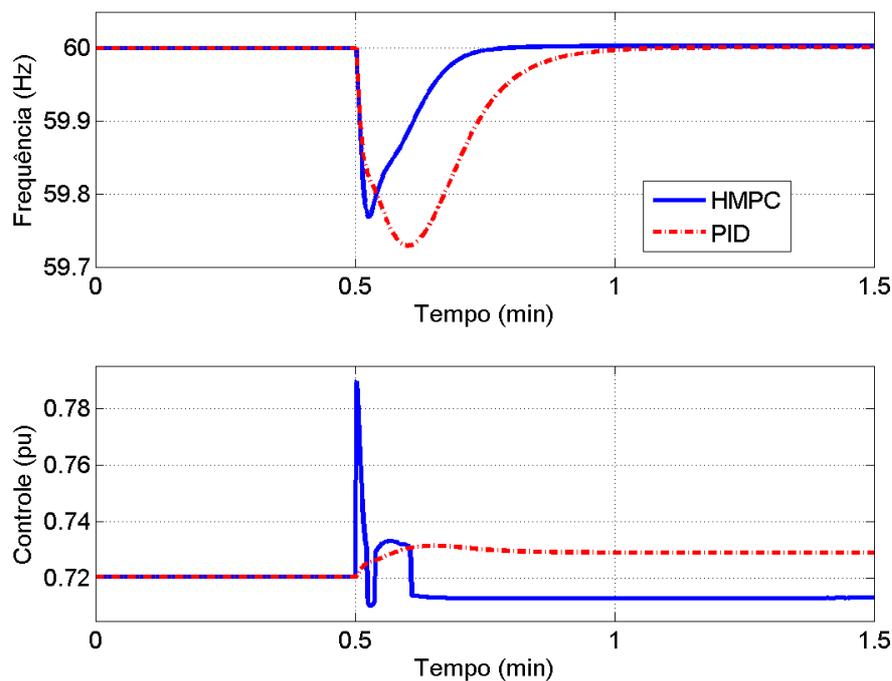


Figura 80 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para aumento de 1% de carga e  $K_D = 1,5$ .

sobressinais.

### 5.3.3.2 Diminuição de Carga

Para simular uma grande perda de carga conectada ao gerador, quando a UHE já está operando isolada e atendendo sozinha a demanda, utilizou-se uma perturbação de carga descrita pela Figura 64. Nesta situação, adotou-se que o tipo da carga conectada corresponde a um fator  $K_D = 0,5$ .

As Figuras 81 e 82 apresentam, respectivamente, o resultado da aplicação da lei de controle HMPC e a lei de controle PID, com seus parâmetros ajustados para  $K_p = 2,4$ ,  $K_i = 0,12$ ,  $K_d = 0,12$  e  $T_d = 1$  nesta condição de operação.

Uma sobreposição do resultado comparando-se as duas estratégias pode ser visto na Figura 83. Observa-se que o desvio da frequência no controle HMPC e o tempo de restabelecimento da frequência nominal são inferiores aos do controlador PID, além daquele não apresentar oscilações e apresentar sobressinal menor.

### 5.3.3.3 Aumento de Carga

Para simular um grande aumento de carga conectada ao gerador, quando a UHE já está operando isolada e atendendo sozinha a demanda, utilizou-se uma perturbação de

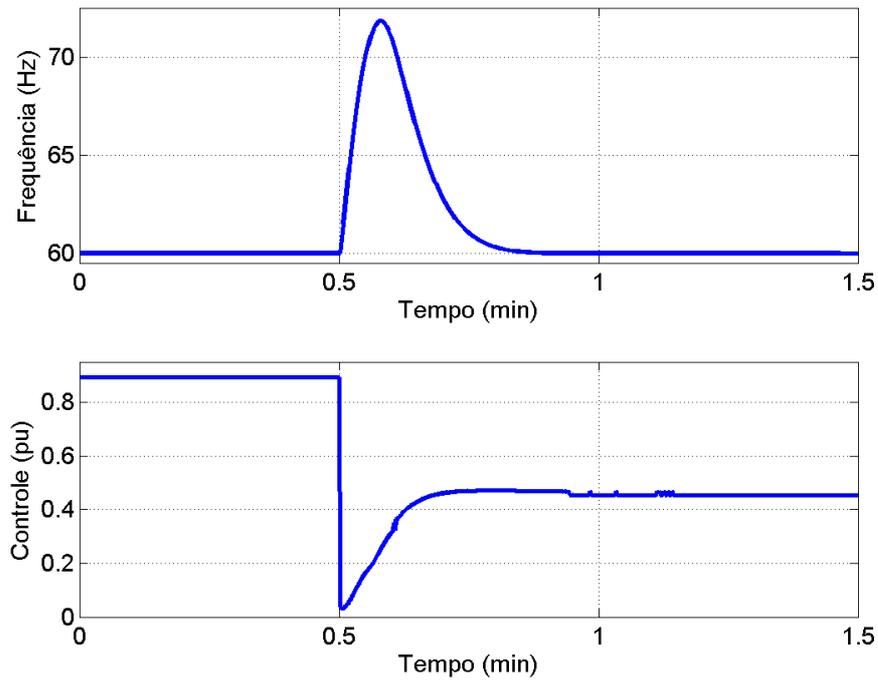


Figura 81 – Resposta do HMPC para diminuição de 45% de carga e  $K_D = 0,5$ .

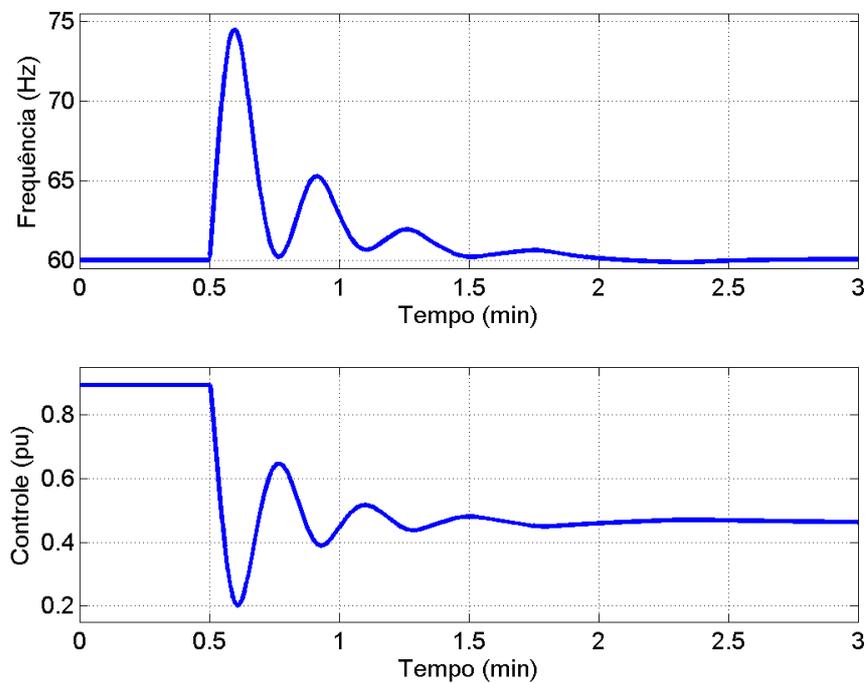


Figura 82 – Resposta do PID para diminuição de 45% de carga e  $K_D = 0,5$ .

carga descrita pela Figura 68. Nesta situação, adotou-se que o tipo da carga conectada corresponde a um fator  $K_D = 0,5$ .

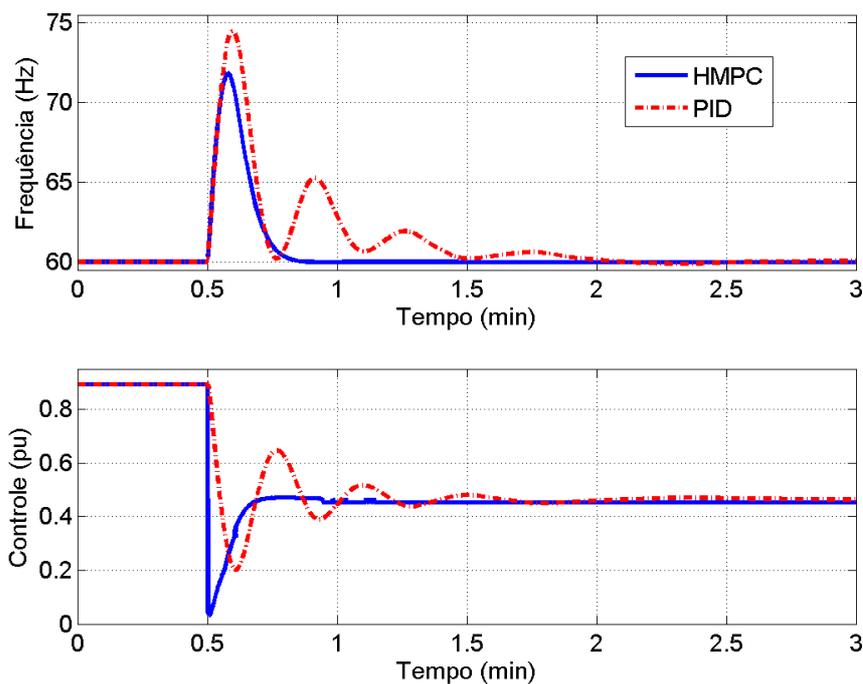


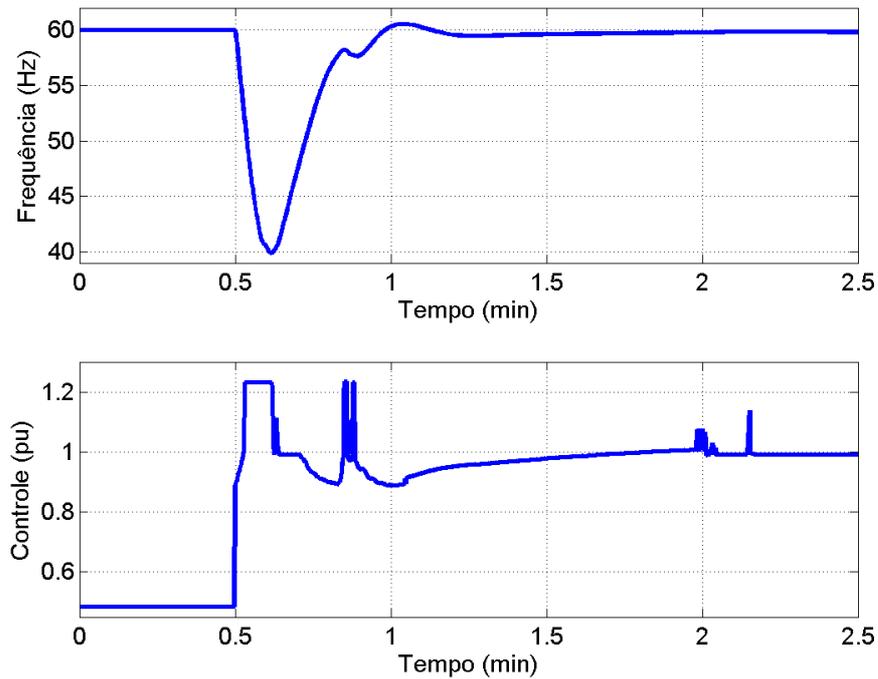
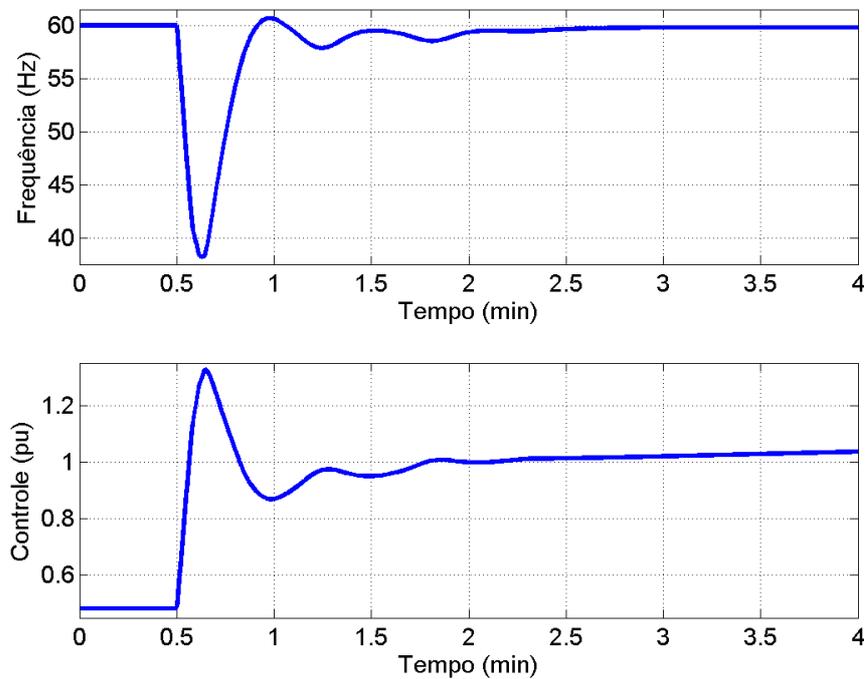
Figura 83 – Resposta comparativa entre o HMPC e o PID para diminuição de 45% de carga e  $K_D = 0,5$ .

As Figuras 84 e 85 apresentam, respectivamente, o resultado da aplicação da lei de controle HMPC e a lei de controle PID, com seus parâmetros ajustados para  $K_p = 1,8$ ,  $K_i = 0,09$ ,  $K_d = 0,15$  e  $T_d = 1$  nesta condição de operação.

Uma sobreposição do resultado comparando-se as duas estratégias pode ser visto na Figura 86. Observa-se que o controlador HMPC leva a frequência ao seu valor nominal em tempo inferior ao controlador PID, além de apresentar menos oscilações.

## 5.4 Comentários sobre o Capítulo

Neste capítulo, utilizou-se uma usina hidrelétrica como ambiente em um estudo de caso para dois problemas. Inicialmente, a UHE foi descrita e situada no cenário nacional. Posteriormente, no primeiro problema, utilizaram-se dados de simulação, com o objetivo de reproduzir uma condição de operação real da UHE, para estimação dos parâmetros do modelo proposto para o amplificador hidráulico com estrutura PWA, observando-se que a estimação de parâmetros obteve resultados muito próximos aos dados reais dos componentes, situação verificada através de dados de validação. Em um segundo problema, submeteu-se a UHE, em simulação, a testes de aplicações das leis de controle HMPC, proposta, e PID, tipicamente utilizada, na malha de controle de velocidade desta, ou seja, na malha de CCF. Testes de resposta ao degrau, desinterligação da UHE do SIN e

Figura 84 – Resposta do HMPC para aumento de 50% de carga e  $K_D = 0,5$ .Figura 85 – Resposta do PID para aumento de 50% de carga e  $K_D = 0,5$ .

operação ilhada compararam a resposta de ambas estratégias, observando-se que em todos os casos a lei de controle HMPC obteve desempenho superior em relação a lei de controle PID na manutenção da frequência do gerador à sua saída. Este ganho de desempenho

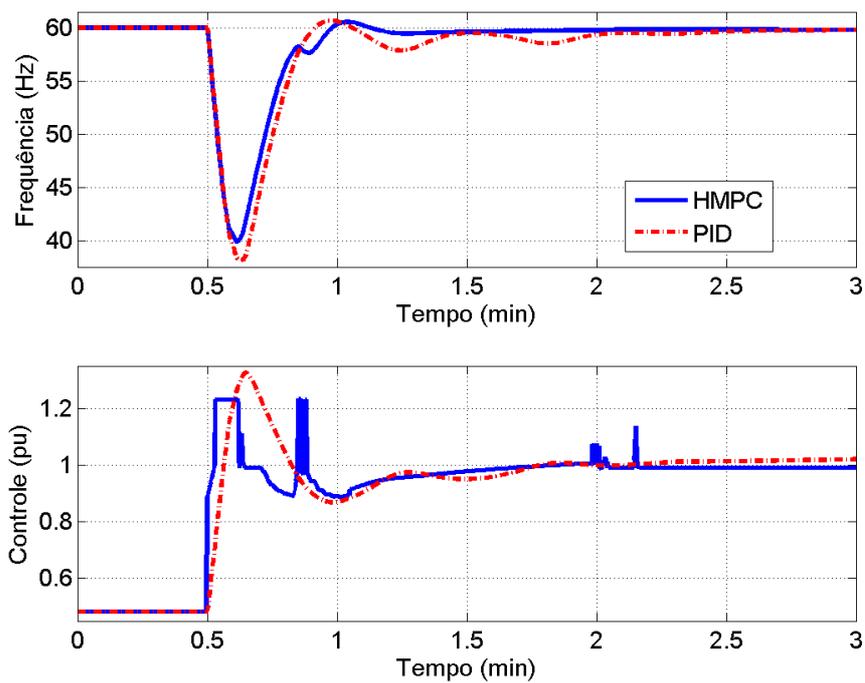


Figura 86 – Resposta comparativa entre o H MPC e o PID para aumento de 50% de carga e  $K_D = 0,5$ .

pode ser creditado à utilização do modelo proposto para o amplificador hidráulico, que considera as não-linearidades a que está sujeito.

## 6 Conclusão

Esta tese abordou o problema de modelagem da malha hidráulica, que compõe a malha de Controle de Carga-Frequência, e a sua validação através da aplicação no projeto de um Controlador Preditivo Híbrido. Para tanto, foram realizadas revisões da literatura sobre aspectos de modelagem dos componentes presentes nesta malha e das estratégias e leis de controle aplicadas para a manutenção da frequência de um gerador em Usinas Hidrelétricas.

Nesta revisão da literatura, percebeu-se que o amplificador hidráulico, um dos componentes presentes na malha de controle de velocidade da turbina, possui comportamento não-linear e que as estruturas não-lineares presentes neste possuem propriedades de chaveamento entre modelos. Portanto, propôs-se a modelagem do amplificador hidráulico, que é composto pelas válvulas piloto e distribuidora e o servomotor do distribuidor, através da representação de sistemas Afins por Partes, ou PWA. Como esta modelagem é baseada na física do equipamento, denominou-se de representação semi-física. Além disso, uma metodologia para estimação dos parâmetros deste modelo com estrutura PWA foi também proposta. As principais vantagens desta abordagem de modelagem são a possibilidade de construção de modelos mais precisos baseados em medições de campo, a utilização deste conjunto de dados no algoritmo de identificação de sistemas, e o uso destes modelos para o projeto de controladores em substituição às estratégias clássicas utilizadas atualmente nas usinas. Para tanto, foi também desenvolvido um *software*, denominado IdentUHE, com base na metodologia proposta, para facilitar a utilização e a estimação dos parâmetros do modelo.

Visando validar a aplicabilidade do modelo desenvolvido, propôs-se o projeto de uma lei de Controle Preditivo Híbrido para aplicação no Regulador de Velocidade da malha de Controle de Carga-Frequência, que utiliza o modelo com estrutura PWA, ou outra estrutura equivalente de sistemas híbridos, para o cálculo do sinal de controle, em função da otimização de um critério de custo. Este foi calculado utilizando o modelo proposto e minimizado em função de ponderações nos sinais de erro e de controle.

Para comprovar a aplicabilidade dos métodos propostos, apresentaram-se dois problemas, ambos utilizando uma Usina Hidrelétrica real do sudeste brasileiro como ambiente de estudo. No primeiro problema, foi realizada a estimação dos parâmetros do modelo com estrutura PWA proposto para o amplificador hidráulico, utilizando-se dados de entrada e saída, aplicados em cada um dos componentes deste, ou seja, válvulas piloto e distribuidora e servomotor do distribuidor. Este problema seguiu a metodologia de identificação de sistemas proposta anteriormente, verificando-se através do Erro Médio

Quadrático, entre os dados da resposta do modelo e os dados do experimento, que a saída do modelo estava de acordo com as não-linearidades do Regulador de Velocidade. Já no segundo problema, foram analisados o desempenho das leis de controle HMPC e PID na regulação da frequência na saída do gerador na UHE, considerando-se sua aplicação desde condições interligada com o SIN até a operação isolada.

Como pode ser observado na Seção 5.3, em diversas condições de operação da UHE, o controlador HMPC, que utiliza o modelo proposto para o amplificador hidráulico no cálculo do sinal de controle, apresentou desempenho superior ao controlador PID tipicamente utilizado nesta classe de UHEs e também em relação ao PID otimizado para cada condição de operação. Além dos controladores HMPC restabelecerem a frequência do gerador ao seu valor nominal em menor tempo, estes apresentaram menores sobressinais e sem oscilações, fatos ocorridos quando utilizados os controladores PID. Melhora-se, portanto, a eficiência energética da geração hidroelétrica, pois os dispositivos de proteção da UHE podem ser programados para operar em menor tempo e manter a UHE conectada ao SIN, mesmo sob perturbações. A UHE pode ser desinterligada em função do excursionamento do valor de frequência de geração entregue ao SIN pelos dispositivos de proteção, que são os relés de subfrequência ou sobrefrequência. Caso seja desinterligada, perde-se eficiência energética, pois a UHE deixa de compartilhar a carga, exigindo-se mais dos outros geradores, podendo levar a uma sobrecarga do sistema e até a um blecaute.

Desta forma, para futuras pesquisas, a fim de melhorar ainda mais o desempenho de controladores aplicados ao sistema de geração de energia elétrica, podem ser desenvolvidos modelos para serem aplicados no projeto de Controladores de Carga-Frequência de outros modais de geração, como usinas termoeletricas, usinas eolicas, entre outras, sendo que em cada uma delas considerando as não-linearidades presentes e reestruturando-as através de modelos com estrutura PWA. Também, considerando-se aspectos da implementação do Controlador Preditivo Híbrido, pode ser analisada a aplicação de métodos de otimização distintos para o cálculo do sinal de controle através da equação de previsão, pois a solução do problema estruturado como um MILP ou MIQP se torna muito complexa, demandando muito poder de processamento para o seu cálculo em tempo real. Estes conceitos podem ser expandidos também para controladores aplicados na manutenção da tensão de UHEs, assim como em controladores de hierarquia superior, como o CAG e o CST.

## Referências

- AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA. *Relatório ANEEL 2013*. 2015. Disponível em: <[http://www.aneel.gov.br/biblioteca/downloads/livros/Relatorio\\_Aneel\\_2013.pdf](http://www.aneel.gov.br/biblioteca/downloads/livros/Relatorio_Aneel_2013.pdf)>. Acesso em: 14 jun 2015. Citado na página 20.
- ALLGOWER, F.; ZHENG, A. *Nonlinear Model Predictive Control*. [S.l.]: Birkhauser Verlag, Switzerland, 2000. (Progress in Systems and Control Theory). Citado na página 81.
- ALMEIDA, L. P. de. *Análise de desempenho do controle automático de geração e do controle secundário de tensão*. Rio de Janeiro, Brasil: [s.n.], 2004. Citado 2 vezes nas páginas 22 e 33.
- ALUR, R. *et al.* The algorithmic analysis of hybrid systems. *Theoretical Computer Science*, v. 138, n. 1, p. 3 – 34, 1995. Hybrid Systems. Citado na página 58.
- AMARAL, G. F. V. *Síntese de Dinâmica Não-Linear Por Meio de Modelos Afins Por Partes: Um Método Baseado em Topologia*. Tese (Doutorado) — Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, Brasil, 2006. Citado na página 54.
- ANAGNOSTATOS, S. D. *et al.* Examination of the 2006 blackout in kefallonia island, greece. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, v. 49, n. 0, p. 122 – 127, 2013. Citado na página 21.
- ANDERSON, P. M.; FOUAD, A. A. *Power System Control and Stability*. 2. ed. [S.l.]: Wiley-Interscience, 2003. 672 p. Citado 2 vezes nas páginas 47 e 48.
- ANDRADE, J. G. P. *et al.* Análise dos métodos de definição das constantes do regulador de uma turbina hidráulica. In: *VI Simpósio Brasileiro sobre Pequenas e Médias Centrais Hidrelétricas*. [S.l.: s.n.], 2008. p. 1–13. Citado na página 23.
- ARAÚJO, H. X.; ARAÚJO, R. R.; OLIVEIRA, G. H. C. LMI approach for robust predictive control using orthonormal basis functions. *International Journal of Modelling, Identification and Control*, v. 24, n. 3, p. 244–256, 2015. Citado na página 81.
- ARAÚJO, H. X. *et al.* Model predictive control based on LMIs applied to an omni-directional mobile robot. In: *Proceedings of the 18th IFAC World Congress*. [S.l.: s.n.], 2011. p. 8171–8176. Citado na página 80.
- ATPUTHARAJAH, A.; SAHA, T. Power system blackouts - literature review. In: *Industrial and Information Systems (ICIIS), 2009 International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2009. p. 460–465. Citado na página 21.
- AVRAMIOTIS-FALIREAS, I. *et al.* An mpc strategy for automatic generation control with consideration of deterministic power imbalances. In: *Bulk Power System Dynamics and Control - IX Optimization, Security and Control of the Emerging Power Grid (IREP), 2013 IREP Symposium*. [S.l.: s.n.], 2013. p. 1–8. Citado na página 80.

- BARBOSA, B. H. G.; AGUIRRE, L. A.; BRAGA, A. P. Algoritmos evolucionários na identificação de sistemas híbridos pwa. In: *Anais do X Simpósio Brasileiro de Automação Inteligente*. Universidade Federal de São João del-Rei, São João del-Rei, MG, Brasil: [s.n.], 2011. p. 111–116. Citado na página 52.
- BEMPORAD, A. An efficient technique for translating mixed logical dynamical systems into piecewise affine systems. In: *Decision and Control, 2002, Proceedings of the 41st IEEE Conference on*. [S.l.: s.n.], 2002. v. 2, p. 1970–1975 vol.2. Citado na página 61.
- BEMPORAD, A. Efficient conversion of mixed logical dynamical systems into an equivalent piecewise affine form. *Automatic Control, IEEE Transactions on*, v. 49, n. 5, p. 832–838, May 2004. Citado na página 60.
- BEMPORAD, A. *et al.* Further switched systems. In: LUNZE, J.; LAMNABHI-LAGARRIGUE, F. (Ed.). *Handbook of Hybrid Systems Control: Theory, Tools, Applications*. [S.l.: s.n.], 2009, (Cambridge University Press). p. 139–192. Citado na página 61.
- BEMPORAD, A.; BORRELLI, F.; MORARI, M. Optimal controllers for hybrid systems: stability and piecewise linear explicit form. In: *Decision and Control, 2000. Proceedings of the 39th IEEE Conference on*. [S.l.: s.n.], 2000. v. 2, p. 1810–1815. Citado na página 82.
- BEMPORAD, A.; FERRARI-TRECATE, G.; MORARI, M. Observability and controllability of piecewise affine and hybrid systems. *Automatic Control, IEEE Transactions on*, v. 45, n. 10, p. 1864–1876, Oct 2000. Citado 2 vezes nas páginas 53 e 61.
- BEMPORAD, A.; MORARI, M. Control of systems integrating logic, dynamics, and constraints. *Automatica*, v. 35, n. 3, p. 407 – 427, 1999. Citado 4 vezes nas páginas 29, 60, 61 e 81.
- BERG, G. Power-system load representation. *Electrical Engineers, Proceedings of the Institution of*, v. 120, n. 3, p. 344–348, March 1973. Citado na página 49.
- BEVRANI, H. *Robust Power System Frequency Control*. [S.l.]: Springer, 2009. Citado 4 vezes nas páginas 20, 22, 33 e 34.
- BILLINGS, S. Identification of nonlinear systems, a survey. *Control Theory and Applications, IEE Proceedings D*, v. 127, n. 6, p. 272–285, November 1980. Citado na página 28.
- BILLINGS, S. A. *Nonlinear System Identification: NARMAX Methods in the Time, Frequency, and Spatio-Temporal Domains*. Chichester, West Sussex, United Kingdom: John Wiley & Sons, 2013. Citado 2 vezes nas páginas 27 e 28.
- BO, Z. *et al.* An analysis of previous blackouts in the world: Lessons for china power industry. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, v. 42, n. 0, p. 1151 – 1163, 2015. Citado na página 21.
- BORRELLI, F. *Constrained Optimal Control of Linear and Hybrid Systems*. 1. ed. [S.l.]: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2003. 206 p. (Lecture Notes in Control and Information Sciences). Citado na página 84.

- BORRELLI, F.; BEMPORAD, A.; MORARI, M. Predictive control: for linear and hybrid systems. 2015. Disponível em: <[http://www.mpc.berkeley.edu/mpc-course-material/MPC\\_Book.pdf](http://www.mpc.berkeley.edu/mpc-course-material/MPC_Book.pdf)>. Citado na página 29.
- BOURLES, H.; COLLEDANI, F.; HOURY, M. Robust continuous speed governor control for small-signal and transient stability. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 12, n. 1, p. 129–135, Feb 1997. Citado na página 23.
- CAMACHO, E. *et al.* Model predictive control techniques for hybrid systems. *Annual Reviews in Control*, v. 34, n. 1, p. 21 – 31, 2010. Citado 3 vezes nas páginas 29, 81 e 82.
- CAMACHO, E. F.; ALBA, C. B. *Model Predictive Control*. 2. ed. [S.l.]: Springer-Verlag London, 2007. 405 p. Citado 2 vezes nas páginas 80 e 81.
- CENTRO DE PESQUISAS DE ENERGIA ELÉTRICA. *ANATEM - Análise de Transitórios Eletromecânicos*. [S.l.], 2006. Citado na página 104.
- CENTRO DE PESQUISAS DE ENERGIA ELÉTRICA. *ANAREDE - Análise de Redes*. [S.l.], 2011. Citado na página 104.
- CHANG, H. *et al.* Limit cycle analysis of a hydroelectric system: A new approach. *Electric Power Systems Research*, v. 11, n. 1, p. 49 – 58, 1986. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 41.
- CHAVES, C. R. *et al.* Análise da implementação comercial do controlador preditivo MPC. In: *Petro & Química*. [S.l.: s.n.], 2011. v. 336, p. 44–47. Citado na página 80.
- COLEMAN, T. F.; LI, Y. On the convergence of interior-reflective newton methods for nonlinear minimization subject to bounds. *Math. Program.*, Springer-Verlag New York, Inc., Secaucus, NJ, USA, v. 67, n. 2, p. 189–224, nov. 1994. Citado na página 95.
- COLEMAN, T. F.; LI, Y. An interior trust region approach for nonlinear minimization subject to bounds. *SIAM Journal on Optimization*, v. 6, n. 2, p. 418–445, 1996. Citado na página 95.
- CONCORDIA, C.; IHARA, S. Load representation in power system stability studies. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, PAS-101, n. 4, p. 969–977, April 1982. Citado na página 49.
- CONCORDIA, C.; KIRCHMAYER, L. K.; SZYMANSKI, E. A. Effect of speed-governor dead band on tie-line power and frequency control performance. *Power Apparatus and Systems, Part III. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, v. 76, n. 3, p. 429–434, April 1957. Citado 2 vezes nas páginas 25 e 41.
- CONTROLE DE PROCESSOS INDUSTRIAIS. *Modelos Teóricos de Sistemas de Controle de Velocidade: Projeto ANEEL CEMIG/GT n. 465*. [S.l.], 2013. Citado 3 vezes nas páginas 42, 43 e 93.
- COSSE, R. *et al.* Turbine/generator governor droop/isochronous fundamentals - a graphical approach. In: *Petroleum and Chemical Industry Conference (PCIC), 2011 Record of Conference Papers Industry Applications Society 58th Annual IEEE*. [S.l.: s.n.], 2011. p. 1–8. Citado na página 36.

- COSSE, R. *et al.* Fundamentals of turbine/generator speed control: A graphical approach for islanding applications. *Industry Applications Magazine, IEEE*, v. 19, n. 4, p. 56–62, July 2013. Citado na página 36.
- CUTLER, C. R.; RAMAKER, B. C. Dynamic matrix control: A computer control algorithm. In: *American Control Conference. Proceedings of the 1980*. San Francisco, USA: [s.n.], 1980. Paper WP5-B. Citado 2 vezes nas páginas 29 e 79.
- DAVID, R.; ALLA, H. Petri nets for modeling of dynamic systems: A survey. *Automatica*, v. 30, n. 2, p. 175 – 202, 1994. Citado na página 58.
- DAVID, R.; ALLA, H. *Discrete, Continuous, and Hybrid Petri Nets*. 2. ed. [S.l.]: Springer Berlin Heidelberg, 2010. 550 p. Citado na página 58.
- DEMELLO, F.; CONCORDIA, C. Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, PAS-88, n. 4, p. 316–329, April 1969. Citado 2 vezes nas páginas 47 e 48.
- DONAIISKY, E. *Avaliação Numérica e Experimental de Técnicas de Controle Baseadas em PMV para Conforto Térmico em Edificações*. Curitiba, Brasil: [s.n.], 2008. Citado na página 80.
- DONAIISKY, E.; OLIVEIRA, G. H. C.; MENDES, N. Algoritmos PMV-MBPC para conforto térmico em edificações e aplicação em uma célula-teste. *Sba: Controle & Automação Sociedade Brasileira de Automatica*, Scielo, v. 21, p. 01 – 13, 02 2010. Citado na página 80.
- DONAIISKY, E. *et al.* Nova representação da malha hidráulica de reguladores de velocidade em UHE através de modelos afins por partes. In: *Anais do XXIII Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*. [S.l.: s.n.], 2015. Citado 3 vezes nas páginas 27, 42 e 43.
- DONAIISKY, E.; OLIVEIRA, G. H. da C.; LEANDRO, G. V. *Desenvolvimento de Software para Gerar Modelos para a Malha de Controle das Unidades Geradoras da Usina Irapé/CEMIG: Relatório 4/1 projeto aneel cemig/gt n. 465*. [S.l.], 2014. Citado na página 74.
- DONAIISKY, E. *et al.* Controle baseado em modelos afins por partes para a malha hidráulica de reguladores de velocidade em usina hidrelétrica. In: *Anais do XII Simpósio Brasileiro de Automação Inteligente*. [S.l.: s.n.], 2015. p. pages. Citado 2 vezes nas páginas 24 e 27.
- EKER, .; TUMAY, M. Robust multivariable-cascade governors for hydro-turbine controls. *Electrical Engineering*, Springer-Verlag, v. 84, n. 4, p. 229–237, 2002. ISSN 0948-7921. Citado na página 23.
- EKER, I. The design of robust multi-loop-cascaded hydro governors. *Engineering with Computers*, Springer-Verlag, v. 20, n. 1, p. 45–53, 2004. ISSN 0177-0667. Citado na página 23.
- EKER İlyas. Governors for hydro-turbine speed control in power generation: a {SIMO} robust design approach. *Energy Conversion and Management*, v. 45, n. 13–14, p. 2207 – 2221, 2004. Citado na página 23.

- EKER İlyas. Hydro turbine speed control using robust cascade governor controllers. *European Transactions on Electrical Power*, John Wiley & Sons, Ltd., v. 14, n. 5, p. 293–310, 2004. Citado na página 23.
- ELETROBRÁS. *Sistema de Informação do Potencial Hidrelétrico Brasileiro (SIPOT)*. 2015. Disponível em: <<http://www.eletronbras.com/elb/data/Pages/LUMIS21D128D3PTBRIE.htm>>. Acesso em: 14 jun 2015. Citado na página 20.
- ELGERD, O. I. *Introducao a teoria de sistemas de energia eletrica*. São Paulo: McGraw-Hill, 1977. Citado na página 32.
- EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA. *Balanço Energético Nacional*. 2015. Disponível em: <[https://ben.epe.gov.br/downloads/Relatorio\\_Final\\_BEN\\_2013.pdf](https://ben.epe.gov.br/downloads/Relatorio_Final_BEN_2013.pdf)>. Acesso em: 14 jun 2015. Citado na página 20.
- EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA. *Projeção da Demanda de Energia Elétrica para os próximos 10 anos (2013-2022)*. 2015. Disponível em: <[http://www.epe.gov.br/mercado/Documents/SérieEstudosdeEnergia/20130117\\_1.pdf](http://www.epe.gov.br/mercado/Documents/SérieEstudosdeEnergia/20130117_1.pdf)>. Acesso em: 14 jun 2015. Citado na página 20.
- FERRARI-TRECATE, G. *et al.* Analysis of discrete-time piecewise affine and hybrid systems. *Automatica*, v. 38, n. 12, p. 2139 – 2146, 2002. Citado na página 52.
- FLETCHER, R.; LEYFFER, S. Numerical experience with lower bounds for miqp branch-and-bound. *SIAM Journal on Optimization*, v. 8, n. 2, p. 604–616, 1998. Citado na página 89.
- FLOUDAS, C. A. *Nonlinear and Mixed-Integer Programming: Fundamentals and applications*. Princeton, New Jersey, United States of America: Oxford University Press, 1995. Citado na página 74.
- FREIRE, R. Z.; OLIVEIRA, G. H.; MENDES, N. Predictive controllers for thermal comfort optimization and energy savings. *Energy and Buildings*, v. 40, n. 7, p. 1353–1365, 2008. Citado na página 80.
- FREITAS, M. A. V. de; SOITO, J. L. da S. Energia e recursos hídricos. *Parcerias Estratégicas*, n. 27, p. 177–215, 2008. Citado na página 20.
- FROISY, J. B. Model predictive control - building a bridge between theory and practice. *Computers and Chemical Engineering*, v. 30, n. 10-12, p. 1426–1435, 2006. Citado na página 80.
- FURNAS. *Sistema Furnas de Geração e Transmissão*. 2015. Disponível em: <[http://www.furnas.com.br/hotsites/sistemaFurnas/usina\\_hidr\\_funciona.asp](http://www.furnas.com.br/hotsites/sistemaFurnas/usina_hidr_funciona.asp)>. Acesso em: 14 jun 2015. Citado na página 32.
- GARCIA, C. E.; PRETT, D. M.; MORARI, M. Model predictive control: Theory and practice - A Survey. *Automatica*, v. 25, n. 3, p. 335–348, 1989. Citado na página 80.
- GENERAL ELECTRIC COMPANY. *Load Modeling for Power Flow and Transient Stability Computer Studies*. 1987. 236 p. Citado 3 vezes nas páginas 12, 49 e 50.

- GEYER, T.; TORRISI, F.; MORARI, M. Efficient mode enumeration of compositional hybrid models. *Hybrid Systems: Computation and Control*, v. 2623, p. 216–232, Apr 2003. Citado na página 61.
- GLOVER, J. D.; SARMA, M. S.; OVERBYE, T. *Power System Analysis and Design*. 5. ed. [S.l.]: Cengage Learning, 2008. 782 p. Citado na página 47.
- HANNETT, L.; FELTES, J.; FARDANESH, B. Field tests to validate hydro turbine-governor model structure and parameters. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 9, n. 4, p. 1744–1751, Nov 1994. Citado na página 41.
- HEEMELS, W. P. *et al.* Introduction to hybrid systems. In: LUNZE, J.; LAMNABHILAGARRIGUE, F. (Ed.). *Handbook of Hybrid Systems Control: Theory, Tools, Applications*. [S.l.: s.n.], 2009, (Cambridge University Press). p. 3–30. Citado na página 52.
- HEEMELS, W. P. M. H.; SCHUTTER, B. D.; BEMPORAD, A. Equivalence of hybrid dynamical models. *Automatica*, v. 37, n. 7, p. 1085 – 1091, 2001. Citado 3 vezes nas páginas 58, 60 e 61.
- HENZINGER, T. The theory of hybrid automata. In: *Logic in Computer Science, 1996. LICS '96. Proceedings., Eleventh Annual IEEE Symposium on*. [S.l.: s.n.], 1996. p. 278–292. Citado na página 58.
- HERCEG, M. *et al.* Multi-parametric toolbox 3.0. In: *Control Conference (ECC), 2013 European*. [S.l.: s.n.], 2013. p. 502–510. Citado na página 60.
- HINES, P.; APT, J.; TALUKDAR, S. Large blackouts in north america: Historical trends and policy implications. *Energy Policy*, v. 37, n. 12, p. 5249 – 5259, 2009. Citado na página 21.
- HOVEY, L. Optimum adjustment of hydro governors on manitoba hydro system. *Power Apparatus and Systems, Part III. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, v. 81, n. 3, p. 581–586, April 1962. Citado na página 23.
- HUANG, H. *Studies of Economics and Stability with Variable Generation and Controllable Load*. Tese (Doutorado) — University of Tennessee, Knoxville, United States of America, 2014. Citado na página 49.
- HUANG, H.; LI, F. Sensitivity analysis of load-damping characteristic in power system frequency regulation. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 28, n. 2, p. 1324–1335, May 2013. Citado na página 49.
- IEEE Committee Report. Dynamic models for steam and hydro turbines in power system studies. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, PAS-92, n. 6, p. 1904–1915, Nov 1973. Citado 2 vezes nas páginas 25 e 41.
- IEEE Guide for the Application of Protective Relays Used for Abnormal Frequency Load Shedding and Restoration. *IEEE Std C37.117-2007*, p. 1–55, Aug 2007. Citado na página 49.
- IEEE Guide for the Application of Turbine Governing Systems for Hydroelectric Generating Units. *IEEE Std 1207-2011 (Revision to IEEE Std 1207-2004)*, p. 1–131, June 2011. Citado 2 vezes nas páginas 24 e 40.

- IEEE TASK FORCE. Load representation for dynamic performance analysis [of power systems]. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 8, n. 2, p. 472–482, May 1993. Citado 3 vezes nas páginas 12, 49 e 50.
- IEEE WORKING GROUP REPORT. Hydraulic turbine and turbine control models for system dynamic studies. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 7, n. 1, p. 167–179, Feb 1992. Citado 6 vezes nas páginas 25, 41, 44, 45, 46 e 47.
- IMURA, J.-i. Well-posedness of a class of piecewise affine systems. In: HASHIMOTO, K.; OISHI, Y.; YAMAMOTO, Y. (Ed.). *Control and Modeling of Complex Systems*. [S.l.]: Birkhäuser Boston, 2003, (Trends in Mathematics). p. 213–228. Citado na página 54.
- JONES, D.; MANSOOR, S. Predictive feedforward control for a hydroelectric plant. *Control Systems Technology, IEEE Transactions on*, v. 12, n. 6, p. 956–965, Nov 2004. Citado na página 23.
- JONES, D. *et al.* A standard method for specifying the response of hydroelectric plant in frequency-control mode. *Electric Power Systems Research*, v. 68, n. 1, p. 19 – 32, 2004. Citado na página 23.
- JONES, D. I. Multivariable control analysis of a hydraulic turbine. *Institute of Measurement and Control, Transactions of the*, v. 21, n. 2-3, p. 122–136, Apr 1999. Citado na página 23.
- KHALIL, H. K. *Nonlinear Systems*. 3. ed. [S.l.]: Prentice Hall, 2002. 750 p. Citado na página 52.
- KHODABAKHSHIAN, A.; EDRISI, M. A new robust {PID} load frequency controller. *Control Engineering Practice*, v. 16, n. 9, p. 1069 – 1080, 2008. Citado na página 23.
- KIMBARK, E. The swing equation and its solution. In: *Power System Stability*. [S.l.: s.n.], 1995, (Wiley-IEEE Press). p. 15–52. Citado 2 vezes nas páginas 47 e 51.
- KISHOR, N.; SAINI, R.; SINGH, S. A review on hydropower plant models and control. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, v. 11, n. 5, p. 776 – 796, 2007. Citado 2 vezes nas páginas 25 e 45.
- KOUVARITAKIS, B.; CANNON, M. *Nonlinear Predictive Control: Theory and Practice*. 1. ed. [S.l.]: Institution Electrical Engineers, 2001. Citado 2 vezes nas páginas 80 e 81.
- KOWALEWSKI, S. *et al.* Hybrid automata. In: LUNZE, J.; LAMNABHI-LAGARRIGUE, F. (Ed.). *Handbook of Hybrid Systems Control: Theory, Tools, Applications*. [S.l.: s.n.], 2009, (Cambridge University Press). p. 57–86. Citado na página 58.
- KUNDUR, P.; BALU, N. J.; LAUBY, M. G. *Power System Stability and Control*. [S.l.]: McGraw-hill, 1994. v. 7. Citado 12 vezes nas páginas 22, 25, 32, 33, 35, 41, 44, 46, 47, 48, 49 e 51.
- KUNDUR, P.; BAYNE, J. A study of early valve actuation using detailed prime mover and power system simulation. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, v. 94, n. 4, p. 1275–1287, July 1975. Citado 2 vezes nas páginas 25 e 43.

- KUNDUR, P. *et al.* Definition and classification of power system stability ieeec/cigre joint task force on stability terms and definitions. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 19, n. 3, p. 1387–1401, Aug 2004. Citado 3 vezes nas páginas 20, 21 e 34.
- LABINAZ, G.; BAYOUMI, M. M.; RUDIE, K. A survey of modeling and control of hybrid systems. *Annual Reviews in Control*, v. 21, n. 0, p. 79 – 92, 1997. Citado na página 52.
- LAZAR, M. *Model Predictive Control of Hybrid Systems: Stability and Robustness*. Tese (Doutorado) — Technische Universiteit Eindhoven, Eindhoven, The Netherlands, 2006. Citado na página 81.
- LIU, S.; LI, D.; HUANG, C. Nonlinear robust control with high gain observer for governor of hydro-turbine generator sets. In: *Intelligent Control and Automation (WCICA), 2012 10th World Congress on*. [S.l.: s.n.], 2012. p. 2752–2757. Citado na página 24.
- LJUNG, L. *System Identification: Theory for the User*. 2. ed. Englewood Cliffs, New Jersey, United States of America: Prentice Hall, 1999. 672 p. Citado na página 27.
- LU, Q. *et al.* Nonlinear decentralized robust governor control for hydroturbine-generator sets in multi-machine power systems. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, v. 26, n. 5, p. 333 – 339, 2004. Citado na página 23.
- MACHOWSKI, J.; BIALEK, J. W.; BUMBY, J. R. *Power System Dynamics: Stability and Control*. 2. ed. Chichester, West Sussex, United Kingdom: John Wiley & Sons, 2008. 658 p. Citado 6 vezes nas páginas 20, 22, 33, 38, 44 e 45.
- MAYNE, D. *et al.* Constrained model predictive control: Stability and optimality. *Automatica*, v. 36, n. 6, p. 789 – 814, 2000. Citado na página 82.
- MONTEIRO, L. M.; IGREJA, J. M. On performance of distributed model predictive control in power system frequency regulation. In: MOREIRA, A. P.; MATOS, A.; VEIGA, G. (Ed.). *CONTROLO'2014 – Proceedings of the 11th Portuguese Conference on Automatic Control*. [S.l.]: Springer International Publishing, 2015, (Lecture Notes in Electrical Engineering, v. 321). p. 71–80. Citado na página 80.
- MORARI, M.; BAOTIC, M.; BORRELLI, F. Hybrid systems modeling and control. *European Journal of Control*, v. 9, n. 2–3, p. 177 – 189, 2003. Citado na página 53.
- MOREIRA, V. D. *Controle Preditivo Robusto de Sistemas Híbridos Incertos Integrando Restrições, Lógica, e Dinâmica Baseada em Séries de Funções Ortonormais*. Tese (Doutorado) — Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, Brasil, 2006. Citado na página 52.
- MUNOZ-HERNANDEZ, G. A.; MANSOOR, S. P.; JONES, D. I. *Modelling and Controlling Hydropower Plants*. [S.l.]: Springer, 2013. Citado 8 vezes nas páginas 25, 41, 44, 45, 46, 47, 48 e 49.
- NATARAJAN, K. Robust pid controller design for hydroturbines. *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, v. 20, n. 3, p. 661–667, Sept 2005. Citado 2 vezes nas páginas 23 e 41.
- NING, W.; JIE, C.; JICHENG, W. Neuron intelligent control for hydraulic turbine generators. In: *Industrial Technology, 1994., Proceedings of the IEEE International Conference on*. [S.l.: s.n.], 1994. p. 288–292. Citado na página 23.

- OLARU, S. *et al.* Predictive control for hybrid systems. implications of polyhedral pre-computations. *Nonlinear Analysis: Hybrid Systems*, v. 2, n. 2, p. 510 – 531, 2008. Proceedings of the International Conference on Hybrid Systems and Applications, Lafayette, LA, USA, May 2006: Part {II}. Citado na página 81.
- OLIVEIRA, G. H. *et al.* Constrained robust predictive controller for uncertain processes modeled by orthonormal series functions. *Automatica*, v. 36, n. 4, p. 563–571, 2000. Citado na página 81.
- OLIVEIRA, G. H.; AMARAL, W. C.; LATAWIEC, K. Crhpc using volterra models and orthonormal basis functions: an application to cstr plants. In: *Control Applications, 2003. CCA 2003. Proceedings of 2003 IEEE Conference on.* [S.l.: s.n.], 2003. v. 1, p. 718–723 vol.1. Citado na página 80.
- OLIVEIRA, G. H.; CARVALHO, J. R. H. Trajectory tracking for nonholonomic mobile robots using predictive methods. In: *Proceedings of 5th European Control Conference (ECC)*. [S.l.: s.n.], 1999. Citado na página 80.
- OLIVEIRA, G. H.; CARVALHO, J. R. H. A non-linear predictive control scheme for nonholonomic mobile robots. In: *Proceedings of 7th IFAC Symposium on Robot Control (SYROCO)*. [S.l.: s.n.], 2003. Citado na página 80.
- OLIVEIRA, G. H. C.; AMARAL, W. C.; FAVIER, G. Adaptive predictive controller using orthonormal series functions. *International Journal of Applied Mathematics and Computer Science*, v. 9, n. 1, p. 175–191, 1999. Citado na página 81.
- OLIVEIRA, G. H. C.; CAMPELLO, R. J. G. B.; AMARAL, W. C. Identificação e controle de processos via desenvolvimentos em séries ortonormais. Parte B: controle preditivo. *Sba: Controle & Automação Sociedade Brasileira de Automatica*, Scielo, v. 18, p. 322–336, 09 2007. Citado na página 81.
- OMARA, H.; BOUFFARD, F. A methodology to study the impact of an increasingly nonconventional load mix on primary frequency control. In: *Power Energy Society General Meeting, 2009. PES '09. IEEE*. [S.l.: s.n.], 2009. p. 1–7. Citado na página 49.
- OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO. *Relatório Anual 2009: A ocorrência de 10 de novembro de 2009*. 2015. Disponível em: <[http://www.ons.org.br/download/biblioteca\\_virtual/relatorios\\_anuais/2009/02-ocorrencia-10Nov2009.html](http://www.ons.org.br/download/biblioteca_virtual/relatorios_anuais/2009/02-ocorrencia-10Nov2009.html)>. Acesso em: 14 jun 2015. Citado na página 21.
- OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO. *Relatório Anual 2013: Indicador de robustez do SIN*. 2015. Disponível em: <[http://www.ons.org.br/download/biblioteca\\_virtual/publicacoes/dados\\_relevantes\\_2013/html/arquivos/Cap3/3excel/3d-Indicador-de-Robustez.xlsx](http://www.ons.org.br/download/biblioteca_virtual/publicacoes/dados_relevantes_2013/html/arquivos/Cap3/3excel/3d-Indicador-de-Robustez.xlsx)>. Acesso em: 14 jun 2015. Citado na página 21.
- OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO. *Relatório Anual 2014: Indicadores de desempenho do SIN em 2014*. 2015. Disponível em: <[http://www.ons.org.br/download/biblioteca\\_virtual/relatorios\\_anuais/RelatorioAnual-DemonstracoesFinanceiras2014.zip](http://www.ons.org.br/download/biblioteca_virtual/relatorios_anuais/RelatorioAnual-DemonstracoesFinanceiras2014.zip)>. Acesso em: 14 jun 2015. Citado na página 21.
- PADIYAR, K. R. *Power System Dynamics: Stability & Control*. Nampally, Andhra Pradesh, Republic of India: BS Publications, 2008. Citado 2 vezes nas páginas 33 e 45.

- PANDEY, S. K.; MOHANTY, S. R.; KISHOR, N. A literature survey on load–frequency control for conventional and distribution generation power systems. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, v. 25, p. 318 – 334, 2013. Citado na página 22.
- PANTALONE, D. K.; PIEGZA, D. M. Limit cycle analysis of hydroelectric systems. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, PAS-100, n. 2, p. 629–638, Feb 1981. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 41.
- PAOLETTI, S. *et al.* Identification of hybrid systems a tutorial. *European Journal of Control*, v. 13, n. 2–3, p. 242 – 260, 2007. Citado 2 vezes nas páginas 73 e 74.
- PELACINI, D. A. F. *Comparação de Métodos de Controle Robusto Aplicados ao Problema de Carga e Frequência em Usinas Hidrelétricas*. Curitiba, Brasil: [s.n.], 2015. Citado 3 vezes nas páginas 22, 24 e 38.
- PELACINI, D. A. F. *et al.* Aplicação de técnicas de controle robusto na geração de energia elétrica. In: *Anais do XX Congresso Brasileiro de Automática*. [S.l.: s.n.], 2014. p. 2645–2651. Citado na página 24.
- PEREIRA, L. Active power and frequency control. In: EREMIA, M.; SHAHIDEHPOUR, M. (Ed.). *Handbook of Electrical Power System Dynamics: Modeling, Stability, and Control*. [S.l.: s.n.], 2013, (Wiley-IEEE Press). p. 291–339. Citado na página 35.
- PICO, H.; MCCALLEY, J. Modeling and analysis of speed controls in hydro-turbines for frequency performance. In: *North American Power Symposium (NAPS), 2011*. [S.l.: s.n.], 2011. p. 1–7. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 41.
- PICO, H. V. *et al.* Analysis of hydro-coupled power plants and design of robust control to damp oscillatory modes. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 30, n. 2, p. 632–643, March 2015. Citado na página 26.
- POTOČNIK, B.; MUŠIČ, G.; ZUPANČIČ, B. A new technique for translating discrete hybrid automata into piecewise affine systems. *Mathematical and Computer Modelling of Dynamical Systems*, v. 10, n. 1, p. 41–57, 2004. Citado na página 53.
- PUCAR, P.; SJOBERG, J. On the hinge-finding algorithm for hingeing hyperplanes. *Information Theory, IEEE Transactions on*, v. 44, n. 3, p. 1310–1319, May 1998. Citado na página 74.
- QIN, S.; BADGWELL, T. A. A survey of industrial model predictive control technology. *Control Engineering Practice*, v. 11, n. 7, p. 733 – 764, 2003. Citado na página 80.
- RAMAN, R.; GROSSMANN, I. Relation between MILP modelling and logical inference for chemical process synthesis. *Computers & Chemical Engineering*, v. 15, n. 2, p. 73 – 84, 1991. Citado na página 89.
- RAMEY, D. G.; SKOOGGLUND, J. W. Detailed hydrogovernor representation for system stability studies. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, PAS-89, n. 1, p. 106–112, Jan 1970. Citado 2 vezes nas páginas 25 e 41.
- RICHALET, J. *et al.* Model predictive heuristic control: Applications to industrial processes. *Automatica*, v. 14, n. 5, p. 413 – 428, 1978. Citado 3 vezes nas páginas 29, 79 e 80.

- ROLL, J. *Local and Piecewise Affine Approaches to System Identification*. Tese (Doutorado) — Department of Electrical Engineering, Linköping University, Linköping, Sweden, 2003. Citado na página 74.
- ROLL, J.; BEMPORAD, A.; LJUNG, L. Identification of piecewise affine systems via mixed-integer programming. *Automatica*, v. 40, n. 1, p. 37 – 50, 2004. Citado na página 89.
- ROSSITER, J. A. *Model-Based Predictive Control: A Practical Approach*. 1. ed. [S.l.]: Crc Press, 2003. Citado na página 81.
- SANATHANAN, C. A frequency domain method for tuning hydro governors. *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, v. 3, n. 1, p. 14–17, Mar 1988. Citado na página 23.
- SANSEVERO, G. *Controle Preditivo Baseado em Modelo para Turbo-geradores Hidráulicos Tipo Francis*. Campinas, Brasil: [s.n.], 2006. Citado 3 vezes nas páginas 46, 47 e 48.
- SCHAFT, A. Van der; SCHUMACHER, J. Complementarity modeling of hybrid systems. *Automatic Control, IEEE Transactions on*, v. 43, n. 4, p. 483–490, Apr 1998. Citado na página 59.
- SCHUMACHER, J. M.; WEILAND, S.; HEEMELS, W. P. M. H. Linear complementarity systems. *SIAM Journal on Applied Mathematics*, v. 60, n. 4, p. 1234–1269, 2000. Citado na página 59.
- SCHUTTER, B. D. Optimal control of a class of linear hybrid systems with saturation. *SIAM Journal on Control and Optimization*, v. 39, n. 3, p. 835–851, 2000. Citado na página 59.
- SCHUTTER, B. D.; BOOM, T. van den. Model predictive control for max-plus-linear discrete event systems. *Automatica*, v. 37, n. 7, p. 1049 – 1056, 2001. Citado na página 58.
- SCHUTTER, B. D.; MOOR, B. D. The extended linear complementarity problem and the modeling and analysis of hybrid systems. In: ANTSAKLIS, P. *et al.* (Ed.). *Hybrid Systems V*. [S.l.]: Springer Berlin Heidelberg, 1999, (Lecture Notes in Computer Science). p. 70–85. Citado na página 59.
- SCOKAERT, P. O. M.; CLARKE, D. W. Stabilising properties of constrained predictive control. *IEE Proceedings - Control Theory and Applications*, v. 141, n. 5, p. 295–304, 1994. Citado na página 81.
- SHAHIDEHPOUR, M.; EREMIA, M.; TOMA, L. Modeling the main components of the classical power plants. In: EREMIA, M.; SHAHIDEHPOUR, M. (Ed.). *Handbook of Electrical Power System Dynamics: Modeling, Stability, and Control*. [S.l.: s.n.], 2013, (Wiley-IEEE Press). p. 137–178. Citado na página 38.
- SILJAK, D.; STIPANOVIC, D.; ZECEVIC, A. Robust decentralized turbine/governor control using linear matrix inequalities. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 17, n. 3, p. 715–722, Aug 2002. Citado na página 23.
- SONTAG, E. D. Nonlinear regulation: The piecewise linear approach. *Automatic Control, IEEE Transactions on*, v. 26, n. 2, p. 346–358, Apr 1981. Citado na página 52.

- STRAH, B.; KULJACA, O.; VUKIC, Z. Speed and active power control of hydro turbine unit. *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, v. 20, n. 2, p. 424–434, June 2005. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 42.
- SUN, Y. *et al.* Nonlinear decentralized robust governor control for hydroturbo-generator sets of multi-machine system. In: *Intelligent Control and Automation, 2000. Proceedings of the 3rd World Congress on*. [S.l.: s.n.], 2000. v. 1, p. 45–52. Citado na página 23.
- TAYLOR, C.; LEE, K.; DAVE, D. Automatic generation control analysis with governor deadband effects. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, PAS-98, n. 6, p. 2030–2036, Nov 1979. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 41.
- TRIPATHY, S.; HOPE, G.; MALIK, O. Optimisation of load-frequency control parameters for power systems with reheat steam turbines and governor deadband nonlinearity. *Generation, Transmission and Distribution, IEE Proceedings C*, v. 129, n. 1, p. 10–16, January 1982. Citado na página 26.
- TSAY, T.-S. Load–frequency control of interconnected power system with governor backlash nonlinearities. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, v. 33, n. 9, p. 1542 – 1549, 2011. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 41.
- UNDRILL, J.; WOODWARD, J. Nonlinear hydro governing model and improved calculation for determining temporary droop. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, PAS-86, n. 4, p. 443–453, April 1967. Citado na página 47.
- VENKAT, A. *et al.* Distributed mpc strategies with application to power system automatic generation control. *Control Systems Technology, IEEE Transactions on*, v. 16, n. 6, p. 1192–1206, Nov 2008. Citado na página 80.
- VERDULT, V.; VERHAEGEN, M. Subspace identification of piecewise linear systems. In: *Decision and Control, 2004. CDC. 43rd IEEE Conference on*. [S.l.: s.n.], 2004. v. 4, p. 3838–3843 Vol.4. Citado na página 74.
- VILLA, J. *et al.* A new algorithm for translating mld systems into pwa systems. In: *American Control Conference, 2004. Proceedings of the 2004*. [S.l.: s.n.], 2004. v. 2, p. 1208–1213 vol.2. Citado na página 61.
- VILLA, J. *et al.* Translating pwa systems into mld systems. In: *Intelligent Control, 2004. Proceedings of the 2004 IEEE International Symposium on*. [S.l.: s.n.], 2004. p. 37–42. Citado na página 61.
- VLEUTEN, E. van der; LAGENDIJK, V. Transnational infrastructure vulnerability: The historical shaping of the 2006 european “blackout”. *Energy Policy*, v. 38, n. 4, p. 2042 – 2052, 2010. Energy Security - Concepts and Indicators with regular papers. Citado na página 21.
- WATANABE, T. Robust decentralized turbine-governor control subject to saturation nonlinearity. In: *American Control Conference, 2002. Proceedings of the 2002*. [S.l.: s.n.], 2002. v. 3, p. 1948–1953 vol.3. Citado na página 23.
- WEN-LEI, L. Nonlinear uncertain turbine governor design based on adaptive backstepping method. In: *Control Conference (CCC), 2012 31st Chinese*. [S.l.: s.n.], 2012. p. 744–749. Citado na página 24.

- WITSENHAUSEN, H. A class of hybrid-state continuous-time dynamic systems. *Automatic Control, IEEE Transactions on*, v. 11, n. 2, p. 161–167, Apr 1966. Citado na página 52.
- WOZNIAK, L. A graphical approach to hydrogenerator governor tuning. *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, v. 5, n. 3, p. 417–421, Sep 1990. Citado na página 23.
- WU, F. F.; DEA, V. S. Describing-function analysis of automatic generation control system with governor deadband. *Electric Power Systems Research*, v. 1, n. 2, p. 113 – 116, 1978. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 41.
- YONGLING, L. *et al.* Active disturbance rejection controller for hydraulic turbine generator system. In: *Control Conference (CCC), 2012 31st Chinese*. [S.l.: s.n.], 2012. p. 4684–4688. Citado na página 24.
- ZHOU, J.; OHSAWA, Y. Improved swing equation and its properties in synchronous generators. *Circuits and Systems I: Regular Papers, IEEE Transactions on*, v. 56, n. 1, p. 200–209, Jan 2009. Citado na página 47.
- ZIEGLER, J. G.; NICHOLS, N. B. Optimum settings for automatic controllers. *Transactions of ASME*, v. 64, p. 759–768, 1942. Citado na página 23.