



COPPE/UFRJ

UTILIZAÇÃO DE ALGORITMOS GENÉTICOS NA AVALIAÇÃO DOS LIMITES
DE ESTABILIDADE DOS SISTEMAS ELÉTRICOS COM ESTABILIZAÇÃO
SUPLEMENTAR

Roger de Carvalho Tostes

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Rio de Janeiro
Setembro de 2008

UTILIZAÇÃO DE ALGORITMOS GENÉTICOS NA AVALIAÇÃO DOS LIMITES
DE ESTABILIDADE DOS SISTEMAS ELÉTRICOS COM ESTABILIZAÇÃO
SUPLEMENTAR

Roger de Carvalho Tostes

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO
LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA
(COPPE) DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE
DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE
EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

Aprovada por:

Prof. Sebastião Ércules Melo de Oliveira, D.Sc.

Prof. Djalma Mosqueira Falcão, Ph.D.

Dr. Antonio Luiz Bergamo do Bomfim, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

SETEMBRO DE 2008

Tostes, Roger de Carvalho.

Utilização de Algoritmos Genéticos na Avaliação dos Limites de Estabilidade dos Sistemas Elétricos com Estabilização Suplementar / Roger de Carvalho Tostes – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2008.

XV, 137 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Elétrica, 2008.

Referencias Bibliográficas: p. 135-137.

1. Estabilidade de Sistemas Elétricos de Potência. 2. Ajuste de Estabilizadores. 3. Algoritmos Genéticos. I. de Oliveira, Sebastião Ércules Melo. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica. III. Título.

*OFEREÇO ESTE TRABALHO
À MINHA FAMÍLIA*

AGRADECIMENTOS

A Deus!

Para todas as pessoas que interagiram comigo durante o meu mestrado, dedico aqui os meus agradecimentos.

Ao Orientador da dissertação, Prof. Sebastião Ércules, pela orientação, colaboração, apoio e empenho demonstrado para a elaboração do presente trabalho, sempre me incentivando a continuar e não me deixando desanimar em nenhum momento.

Aos meus pais, Antonio Márcio e Rita de Cássia, a minha irmã Janaina e a minha sobrinha Julia, pela compreensão dos tantos momentos em que estive ausente em virtude do curso de mestrado.

A Eletrobrás, na pessoa do Sr. Luis Yoshihiro Guenka, chefe da Divisão de Engenharia de Transmissão, agradeço o apoio e compreensão no desenvolvimento desta dissertação e também pela gentileza em conceder-me a oportunidade de estudo e pesquisa nas horas necessárias.

Aos meus amigos da Eletrobrás, Carlos Eduardo Vieira de Mendonça Lopes, Antonio Luiz Bergamo do Bomfim, Rodolfo Mariano de Souza Seve e Antonio Vieira de Melo Neto, pela amizade e contribuições no desenvolvimento desse trabalho.

Aos meus amigos Luiz Duarte, Daniela da Silva e Vera Stocco, pela amizade e apoio nos momentos mais difíceis.

A todos os amigos do mestrado, em especial aos alunos Paulo Max Maciel Portugal e Lucas Ricardo Varão, pela convivência e amizade.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

UTILIZAÇÃO DE ALGORITMOS GENÉTICOS NA AVALIAÇÃO DOS LIMITES
DE ESTABILIDADE DOS SISTEMAS ELÉTRICOS COM ESTABILIZAÇÃO
SUPLEMENTAR

Roger de Carvalho Tostes

Setembro/2008

Orientadores: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Programa: Engenharia Elétrica

Este trabalho apresenta uma solução para o problema de oscilações pouco amortecidas que caracterizam o desempenho dinâmico eletromecânico de um Sistema Elétrico de Potência (SEP). Para isto, uma ferramenta computacional, desenvolvida na década de sessenta por Holland, denominada Algoritmo genético (AG), foi utilizada.

Devido às características de um sistema de grande porte intrinsecamente multimodal, o ajuste individualizado de cada controlador pode, em alguns casos, se mostrar ineficiente e complexo. Nesta pesquisa, um conjunto de ajustes coordenados é aplicado através de Estabilizadores de Sistemas de Potência (PSS – Power System Stabilizers), a partir de restrições impostas matematicamente à solução final determinada pelos algoritmos genéticos.

O objetivo, neste caso, foi a aplicação do AG visando tornar o sistema mais robusto frente às pequenas perturbações, através da especificação de fatores de amortecimento distribuídos uniformemente para todos os seus 6 (seis) modos eletromecânicos relativos ao sistema exemplo.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

USE OF GENETIC ALGORITHMS IN EVALUATION OF LIMITS OF STABILITY
OF ELECTRICAL SYSTEMS WITH ADDITIONAL STABILIZATION

Roger de Carvalho Tostes

September/2008

This work presents a solution to the problem of low damping oscillations that characterizes the electromechanical dynamic behavior of an Electrical Power System. In order to realize that, a computational tool, developed in the sixties by Holland, called genetic algorithm (GA), was applied.

Due to the characteristics of an inherently multimodal large system, the individual tuning of each controller can be, in some cases, inefficient and very complex. In this research, a set of coordinated adjustments is applied through power system stabilizers, starting from restrictions mathematically imposed to the genetic algorithms' final solution.

The objective in this case, was GA application to get a more robust power system against small system oscillations, basically by specification of damping factor evenly distributed to the all 6 (six) electromechanical modes related to an exemplified system.

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO	1
1.1 - HISTÓRICO	1
1.2 - OBJETIVO.....	2
1.3 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
1.4 - ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	12
2. ESTABILIDADE DE SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA	14
2.1 - INTRODUÇÃO	14
2.2 - TIPOS DE ESTABILIDADE.....	15
2.3 - ESTABILIDADE DE ÂNGULO	16
3. MODELO DINÂMICO DE UM SISTEMA DE POTÊNCIA - ANÁLISE MODAL	27
3.1 - MODELO DINÂMICO DE UM SISTEMA DE POTÊNCIA	27
3.2 - SOLUÇÃO DAS EQUAÇÕES DE ESTADO	30
3.3 - INTRODUÇÃO A CONTROLABILIDADE E OBSERVABILIDADE	36
3.4 - DETERMINAÇÃO DOS GERADORES PARA A INSTALAÇÃO DE SINAIS ADICIONAIS ESTABILIZANTES UTILIZANDO RESÍDUOS DE FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA	46
4. PROPOSIÇÃO DE METODOLOGIA DE AJUSTE DE PSS	56
4.1 - CARACTERÍSTICAS DO SISTEMA TESTE	56
4.2 - CRITÉRIO DE AJUSTE DOS PSS UTILIZADO.....	57
4.3 - APLICAÇÃO DO AG	59
4.4 - FLUXOGRAMA DO CALCULO DA FUNÇÃO FITNESS	61
5. RESULTADOS E ANÁLISE DAS SIMULAÇÕES	62
5.1 - SISTEMA SEM PSS E COM GANHOS DOS RAT REDUZIDOS A 1/3.....	62
5.2 - SISTEMA SEM PSS E COM GANHOS DOS RAT INALTERADOS	72
5.3 - SISTEMA COM PSS AJUSTADOS E GANHOS NÃO REDUZIDOS DOS RAT	82
6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	106
6.1 - CONCLUSÕES.....	106
6.2 - TRABALHOS FUTUROS.....	107
APÊNDICE A – MODELOS DOS EQUIPAMENTOS	109
A.1 MÁQUINA SÍNCRONA	109
A.2 REGULADOR AUTOMÁTICO DE TENSÃO (RAT).....	112
A.3 ESTABILIZADORES DE SISTEMAS DE POTÊNCIA (PSS)	113

A.4 LINHA DE TRANSMISSÃO.....	114
A.5 CARGA.....	115
APENCICE B – DADOS DO SISTEMA TESTE ESTUDADO.....	116
B.1 DADOS DO SISTEMA TESTE STB-33.....	117
APÊNDICE C – ALGORITMOS GENÉTICOS	124
C.1 INTRODUÇÃO AOS AG	124
C.2 IMPLEMENTAÇÃO DOS AG	126
C.3 CODIFICAÇÃO	127
C.4 COMPONENTES DE UM AG	128
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS:	135

ÍNDICE DE FIGURAS

FIGURA 1 - CLASSIFICAÇÃO DA ESTABILIDADE DE SEP	15
FIGURA 2 - SISTEMA EQUIVALENTE MÁQUINA – BARRA INFINITA.....	18
FIGURA 4: (A) INSTABILIDADE MONOTÔNICA (B) INSTABILIDADE OSCILATÓRIA.	22
FIGURA 5- MODELO HEFFRON-PHILLIPS	23
FIGURA 7 – FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA DE MALHA ABERTA COM REALIMENTAÇÃO INCREMENTAL ESTABILIZANTE.....	48
FIGURA 8 - MOVIMENTO IDEAL DE UM MODO ELETROME CÂNICO COM AUMENTO APENAS DO AMORTECIMENTO	49
FIGURA 9– PÓLOS – APENAS RAT E GANHOS REDUZIDOS A 1/3	64
FIGURA 10 – SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 919	65
FIGURA 11 – SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 800	67
FIGURA 12 – SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 808	69
FIGURA 13 – SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 915	71
FIGURA 14 – PÓLOS DOS MODOS OSCILATÓRIOS – APENAS RAT E GANHOS NÃO REDUZIDOS.....	74
FIGURA 15 - SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 919.....	75
FIGURA 16 - SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 800	77
FIGURA 17 – SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 808	79
FIGURA 18 – SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 915	81
FIGURA 19 – PÓLOS DOS MODOS OSCILATÓRIOS – PSS AJUSTADOS PELO CRITÉRIO Z EM TORNO DE 0,4	83
FIGURA 20 – GRÁFICO DE CONVERGÊNCIA DO AG – PSS AJUSTADOS ($\xi \rightarrow 0,4$).....	84
FIGURA 21 - SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 919.....	86
FIGURA 22– SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 800	88
FIGURA 23- SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 808.....	90
FIGURA 24 – SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 915	91
FIGURA 25– PÓLOS DOS MODOS OSCILATÓRIOS – PSS AJUSTADOS	93
FIGURA 26 - GRÁFICO DE CONVERGÊNCIA DO AG – PSS AJUSTADOS ($\xi \rightarrow 0,4$ E $\xi \rightarrow 0,2$)	94
FIGURA 27 – SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 919	96
FIGURA 28– SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 800	99
FIGURA 29– SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 808	100
FIGURA 30– SIMULAÇÃO DINÂMICA ASSOCIADA AO CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO NA BARRA # 915	101
FIGURA 31 – COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS	102
FIGURA 32 – VARIAÇÃO DOS GANHOS DO PSS DO GERADOR # 919 - SALTO OSÓRIO	104
FIGURA 33– VARIAÇÃO DOS GANHOS DO PSS DO GERADOR # 915 - MACHADINHO	105
FIGURA 34 – ESQUEMÁTICO DE UMA MÁQUINA SÍNCRONA TRIFÁSICA	109

FIGURA 35– DIAGRAMA DE BLOCOS DOS EIXOS D E Q DOS FLUXOS DO ESTATOR.....	110
FIGURA 36 - CARACTERÍSTICAS DA SATURAÇÃO MAGNÉTICA DE MÁQUINAS SÍNCRONAS	110
FIGURA 38 - ESTABILIZADOR DE SISTEMA DE POTÊNCIA TIPO II	113
FIGURA 39 - MODELO EQUIVALENTE II - REPRESENTAÇÃO DE LINHA DE TRANSMISSÃO.....	115
FIGURA 40 - DIAGRAMA UNIFILAR DO SISTEMA TESTE BRASILEIRO DE 33 BARRAS (STB-33)	117
FIGURA 41– DIAGRAMA DE BLOCOS DO AG.....	127

ÍNDICE DE TABELAS

TABELA 1 - RELAÇÃO ENTRE O NÚMERO DE CICLOS PARA O AMORTECIMENTO DAS OSCILAÇÕES (N), A RELAÇÃO DE AMORTECIMENTO (ξ) E O PERCENTUAL DE SOBRE-SINAL	57
TABELA 2 - PÓLOS DOS MODOS OSCILATÓRIOS – GANHO DOS RAT REDUZIDOS 1/3.....	63
TABELA 3 – PÓLOS DOS MODOS OSCILATÓRIOS – RAT COM GANHOS NÃO REDUZIDOS	74
TABELA 4 – PÓLOS DOS MODOS ELETROME CÂNICOS – PSS AJUSTADOS COM O AG.....	83
TABELA 5 – SOLUÇÃO DO AG – PSS AJUSTADOS ($\xi \rightarrow 0,4$).....	84
TABELA 6 – SOLUÇÃO DO AG – PSS AJUSTADOS CRITÉRIO ($\xi \rightarrow 0,4$ E $\xi \rightarrow 0,2$)	93
TABELA 7 – PÓLOS DOS MODOS OSCILATÓRIOS – PSS AJUSTADOS COM O AG ($\xi \rightarrow 0,4$ E $\xi \rightarrow 0,2$)	94

PRINCIPAIS SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

A	= Matriz de estados
AG	= Algoritmos Genéticos
AVR	= Regulador automático de tensão, em Inglês
B	= Matriz de Controle
C	= Matriz de saída
CA	= Corrente Alternada
$CEPEL$	= Centro de Pesquisas de Energia Elétrica
$CIGRÉ$	= Conselho Internacional de Grandes Redes Elétricas
D	= Coeficiente de amortecimento do gerador síncrono
D	= Designação também para matriz de transmissão direta
Δ	= Simbologia para indicação de desvio na variável
δ	= Ângulo de carga do gerador
δ_0	= Ângulo de regime permanente entre E'_q e V_0
$\Delta\delta$	= Desvio do ângulo do rotor
ΔT_{AC}	= Variação do conjugado acelerante
ΔT_M	= Variação do conjugado mecânico
ΔT_E	= Variação do conjugado elétrico
ΔT_D	= Variação do conjugado de amortecimento
E'_q	= Tensão transitória interna
E	= Subconjunto do vetor de variáveis de estado
e'	= Tensão atrás de reatância de eixo d , x'_d
e''	= Tensão atrás de reatância subtransitória x''_d
e''_d	= Componente de eixo direto da tensão e''
E_{fd}	= Tensão de campo do gerador
e'_q	= Componente de eixo de quadratura da tensão e'
f	= Frequência natural
H	= Constante de inércia do rotor do gerador
Hz	= Hertz
$EPRI$	= Electric Power Research Institute
ESP	= Estabilizador de Sistema de Potência
GA	= Genetic Algorithm

<i>GAOT</i>	= Genetic Algorithm Optimization Toolbox
<i>IEEE</i>	= Institute of Electrical and Electronics Engineers
i_q	= Componente de eixo em quadratura da corrente i
i	= Unidade imaginária do conjunto dos números complexos
∞	= Infinito
K_1	= Coeficiente sincronizante do gerador
K_d	= Coeficiente de conjugado de amortecimento
K_s	= Coeficiente de conjugado sincronizante
K_w	= Ganho do estabilizador
K_ω	= Ganho de realimentação de velocidade
K_w^*	= Ganho do estabilizador para o qual o sistema torna-se instável
K_p	= Ganho de realimentação da Potência Ativa
λ	= Pólo da função de transferência sistema linearizado
λ_i	= i -ésimo pólo da função de transferência do sistema linearizado
$M = 2H$	= Constante de tempo de inércia do conjunto turbina - rotor
<i>MATLAB</i> ®	= Matrix Laboratory (Laboratório de Matrizes)
<i>Mode shape</i>	= Visualização dos autovalores (pólos) à direita
μ_0	= Ganho do regulador automático de tensão
ω_0	= Velocidade angular síncrona
ω_n	= Frequência natural de oscilação
ω_d	= Frequência de oscilação amortecida do modo eletromecânico
P_e	= Potência Elétrica
P_g	= Potência elétrica produzida pelo gerador
P_m	= Potência Mecânica fornecida pela turbina ao gerador
<i>POD</i>	= Power Oscillation Damping
<i>PID</i>	= Controlador Proporcional-Integral-Derivativo
<i>PSAT</i>	= Power System Analysis Toolbox
<i>PSS</i>	= Power System Stabilizers
r_a	= Resistência da armadura
<i>RAT</i>	= Regulador automático de tensão
ξ	= Fator de amortecimento
s	= Operador da transformada de Laplace
<i>SEP</i>	= Sistema Elétrico de Potência

t	= Tempo
T_{AA}	= Constante de tempo de dispersão adicional ao eixo d
T_A	= Zero do RAT
T_B	= Pólo do RAT
T_1	= Constante de tempo do bloco avanço-atraso
T_2	= Constante de tempo do bloco avanço-atraso
T_3	= Constante de tempo do bloco avanço-atraso
T_4	= Constante de tempo do bloco avanço-atraso
T_w	= Constante de tempo do bloco Wash-out
T_r	= Constante de tempo do RAT
T'_{d0}	= Constante de tempo transitória de circuito aberto do eixo d
T''_{d0}	= Constante de tempo subtransitória de circuito aberto do eixo d
T''_{q0}	= Constante de tempo subtransitória de circuito aberto do q
x	= Vetor de variáveis de estado
x_d	= Reatância síncrona de eixo d
x'_d	= Reatância transitória de eixo d
x''_d	= Reatância subtransitória de eixo d
x_q	= Reatância síncrona de eixo q
x''_q	= Reatância subtransitória de eixo q
y	= Vetor de variáveis algébricas
Y	= Matriz de admitâncias nodais
V_{ref}	= Tensão de referência do sistema de excitação
V_0	= Tensão da barra infinita
ZIP	= Impedância, corrente e potência constantes

1. INTRODUÇÃO

1.1 - Histórico

No final dos anos 50 e início dos anos 60, a maioria das unidades geradoras utilizadas nas Usinas Hidrelétricas e Termelétricas em Sistemas Elétricos de Potência (SEP) estavam equipadas com reguladores de tensão de ação contínua. Uma vez que estas unidades tornaram-se parcela significativa da capacidade geradora, começou a se evidenciar que a ação de regulação de tensão apresentava impacto prejudicial sobre a estabilidade dinâmica (ou talvez mais propriamente, sobre a estabilidade de regime permanente) dos SEP. Nesta época, oscilações de pequena magnitude e baixa frequência freqüentemente persistiam por longos períodos de tempo e em alguns casos resultavam em limitações na capacidade de transmitir potência.

As análises realizadas por de Mello e Concordia em [2] mostram como os reguladores de tensão podem prejudicar, de forma visível, a estabilidade de regime permanente dos SEP. Neste trabalho, os autores consideraram o modelo linearizado de Heffron-Phillips para representar a operação de um gerador síncrono conectado a um barramento infinito. Baseado nos conceitos de conjugado sincronizante (proporcional às variações angulares do rotor) e de conjugado de amortecimento (proporcional às variações de velocidade do rotor), esses dois estudiosos estabeleceram as premissas para o entendimento do fenômeno e analisaram, de forma efetiva, como sinais adicionais aplicados ao sistema de excitação poderiam ser ajustados para aumento efetivo do amortecimento das oscilações eletromecânicas neste caso. Com a finalidade de introduzir conjugado de amortecimento adicional às oscilações do rotor, foi proposta a utilização de sinais estabilizantes suplementares aplicados aos sistemas de controle de excitação dos geradores. Tais sinais estabilizantes são fornecidos por dispositivos denominados Estabilizadores de Sistemas de Potência (PSS – Power System Stabilizers).

Os PSS foram desenvolvidos para auxiliar no amortecimento dessas oscilações através da modulação do sinal de saída dos sistemas de excitação dos geradores. A arte e a ciência de aplicação de PSS aos sistemas de excitação têm se desenvolvido consideravelmente desde a primeira aplicação muito difundida no sistema WESTERN dos Estados Unidos. Este desenvolvimento lançou mão da utilização de várias técnicas

de ajustes de sinais de entrada, com solução, em paralelo, outros problemas práticos correlatos como a transmissão de ruídos através do sistema de controle e a interação com modos torcionais de vibração do eixo turbina-gerador.

Os problemas de transmissão de ruído e interação torcional foram sendo resolvidos nos anos 60 e 70 a partir do maior entendimento sobre as amplificações e ressonâncias dos sinais envolvidos, a partir da aplicação de filtros e mesmo pelo processamento de outros sinais de entrada aos PSS, utilizando grandezas como desvio da frequência e da potência elétrica, além dos desvios da velocidade de rotor das unidades geradoras. Tudo isto resultou em considerável esforço de pesquisa, envolvendo tanto estudos analíticos quanto testes de campo.

Em 1975, um pacote de proteção torcional foi desenvolvido para aplicação aos estabilizadores em grandes unidades geradoras de dois pólos. O desenvolvimento de proteção similar para unidades de quatro pólos, com suas inerentes baixas frequências torcionais, requereram um exame, muito mais minucioso, das aplicações de PSS.

Ainda hoje, a fim de providenciar o adequado amortecimento das oscilações eletromecânicas deterioradas pela necessidade de fixação de ganhos de malha aberta relativamente altas nos sistemas de excitação, os PSS tem sido e continuarão sendo amplamente utilizados pelas empresas de energia elétrica, por serem considerados como solução simples, efetiva e relativamente barata.

1.2 - Objetivo

O objetivo do trabalho é apresentar, uma solução para o problema de oscilações pouco amortecidas dos modos eletromecânicos e de excitatriz de um SEP exemplo.

Esse problema pode ser contornado, com a utilização de Estabilizadores de Sistemas de Potência (ESP), do inglês “Power System Stabilizers”, ou simplesmente PSS.

Como o ajuste tem que ser coordenado, pois partiremos do principio que o sistema teste não possui estabilizador em nenhum de seus geradores e até mesmo pelo fato do ajuste individualizado pode se mostrar ineficiente, diante das características de um sistema de grande porte, intrinsecamente multimodal e de ajuste bastante complexo, lançaremos mão do uso de uma ferramenta computacional desenvolvida por Holland

[30], denominada Algoritmo Genético (AG) e que possui as características necessárias para a busca da melhor solução.

Para solucionar esse problema, é proposto, e efetivamente aplicado, um conjunto de ajustes coordenados de PSS, estabelecido em contexto cuja dimensão foi fixada matematicamente a partir de restrições impostas à solução final obtida através da técnica de aplicação de algoritmos genéticos.

Em adição, uma ferramenta computacional [24, 33] denominada PSAT (Power System Analysis Toolbox) foi utilizada para estabelecimento e execução dos casos de simulação de regime permanente (pólos da função de transferência do SEP linearizado) e de regime transitório dinâmico, visando dar subsídio tanto ao procedimento de busca da solução final associada ao conjunto de dados disponíveis e restrições estabelecidas e, ainda, para avaliação de desempenho do sistema com os ajustes determinados.

O objetivo, neste caso, foi à aplicação dos AG visando tornar o sistema mais robusto frente às pequenas perturbações, ou seja, conferir amortecimentos, distribuídos uniformemente, a todos os modos eletromecânicos de oscilação do sistema exemplo referido.

O sistema exemplo contém 7 (sete) geradores e, portanto, 6 (seis) modos de oscilação eletromecânica. Quanto à questão de robustez do sistema referido, como um todo, frente às grandes perturbações associadas à estabilidade transitória, este é um problema correlato, mas de outra dimensão, sendo determinado mais por outros efeitos como rapidez dos sistemas de excitação e capacidade de transmissão de potência através do sistema elétrico.

1.3 - Revisão bibliográfica

No contexto de desenvolvimento da presente dissertação de mestrado, a referência [25] foi utilizada como suporte bibliográfico para os estudos gerais sobre as diversas formas de estabilidade. Outras fontes importantes estão em [1], [2], [3], [16] e [17] e que tratam de conceitos fundamentais relativos a efeitos produzidos pelos sistemas de excitação e outros associados à aplicação de sinais adicionais estabilizantes e à sua coordenação. As referências [16] e [17] foram as mais utilizadas para entendimento e aplicação final da técnica de algoritmos genéticos.

Na referência [1], Heffron e Phillips concluem que a utilização de reguladores de tensão de ação contínua estendem os limites de operação estável de um gerador

síncrono para regiões onde não seria possível na hipótese de ação manual de controle ou de aplicação de reguladores com banda morta. Esta extensão é especialmente importante quando a operação é fixada em sua região de sub-excitação. Os autores até dimensionam o aumento de estabilização resultante da implementação de sistemas de excitação de ação contínua concluindo que, neste caso, pode-se ligar geradores a sistemas elétricos com redução à metade de sua potência de curto-circuito e manter o mesmo grau de estabilidade que seria obtido com a utilização de reguladores apresentando banda morta (de ação discreta). No outro extremo, em razão dos efeitos de saturação, a operação em sua região de sobre-excitação não se mostra problemática no que diz respeito à estabilidade de regime permanente.

Na referência [2], de Mello F.P. e Concordia, C., examinaram o problema de estabilização sob pequenas perturbações de uma usina geradora conectada radialmente a um barramento infinito através de uma impedância equivalente fixa. Para isto, o modelo linear de relação entre as grandezas pertinentes estabelecido por Heffron e Phillips em [1] foi explicitamente utilizado. Na análise, consideram o efeito de sinal adicional estabilizante derivado da velocidade do rotor aplicado a sistema de excitação rápido a tiristores e concluem, com indicação de ajuste de parâmetros, como amortecimento adicional pode ser determinado em uma dada frequência de oscilação do modo eletromecânico dominante. A produção de conjugado de amortecimento associada ao sinal adicional do PSS, para compensar para os efeitos adversos da ação rápida dos sistemas de excitação a tiristores, é maximizada ou conduz a redução dos ganhos necessários para uma dada amplitude do esforço de amortecimento.

Na pesquisa, várias combinações de parâmetros do gerador, carregamento, inércia, ganho do regulador de tensão, impedância do sistema elétrico e características estabilizantes em termos da resposta em frequência na faixa de frequências de interesse foram exploradas no sentido de unificação dos conceitos de estabilidade e definição das características de fase e amplitude desejáveis para a função de transferência de um PSS de velocidade ou frequência.

Em um artigo [3] subdivido em 3 (três) partes, Larsen e Swann tratam da questão de aplicação de dispositivos adicionais estabilizantes aos sistemas de excitação de geradores síncronos. Na parte I, os conceitos de estabilização relativos a aplicação de diferentes sinais, sinais adicionais de velocidade do rotor, de frequência da tensão terminal e de potência elétrica à entrada são apresentados e desenvolvidos, permitindo

que nas outras partes, II e III, os conceitos de ajuste e aspectos práticos relativos à aplicação de PSS's sejam discutidos. Finalmente, uma metodologia de caráter geral para análise de estabilizador de sinal de entrada arbitrário é descrita e aplicada a PSS com sinais de entrada derivados da frequência e da potência elétrica.

Na parte I, os autores concluem que quando utilizando PSS de velocidade ou de potência elétrica, o ajuste acima referido deve ser realizado para a condição de carga pesada, já que o desempenho deteriora quando o sistema CA enfraquece, sob contingência. Por outro lado, quando trabalhando com PSS de sinal de entrada de frequência, o ajuste pode ser feito na condição de carga leve, já que este sinal é menos sensível aos modos de oscilação locais e mais sensível aos modos de oscilação entre áreas. Algumas observações sobre o avanço ou atraso de fase necessário para a estabilização e seus efeitos sobre os modos de alta frequência são apresentadas.

Na parte II, Larsen e Swann tratam da questão dos objetivos de desempenho dos PSS em função dos tipos de oscilação para os quais devem prover amortecimento e estabilização, do efeito das condições de operação neste processo, da necessidade de convivência com diferentes modos naturais e do significado dos modos intra-planta. A relação entre a necessidade de ajuste da compensação de fase e os resultados visualizados através do lugar das raízes é apresentada, com exemplos para os três tipos de sinais de entrada anteriormente referidos.

Na parte III são apresentadas considerações práticas associadas com a aplicação dos sinais adicionais estabilizantes e descritos como os conceitos de ajuste desenvolvidos na parte II podem ser implementados. Um método para determinar as características do sistema a ser estabilizado é também apresentado, juntamente com orientações para ajuste de parâmetros que inclui resposta em frequência, ganhos e limites nos sinais de saída dos PSS.

Kundur e outros em [4] fornecem informações detalhadas a respeito do trabalho de análise realizado para determinação de parâmetros de PSS para uma usina geradora de grande porte. Para isto, foram realizados estudos de estabilidade de regimes permanente e transitório para demonstração da efetividade dos ajustes propostos, relativamente à estabilização de ambos os modos locais e interárea e sob duas diferentes alternativas: com ou sem redução do ganho transitório associado ao sistema de excitação da referida usina.

Oliveira em [5] apresenta resultados da avaliação dos conjugados sincronizante e de amortecimento de usina geradora ligada radialmente a um sistema de grande capacidade, índices que podem ser utilizados para a avaliação da característica de estabilização dos modos eletromecânicos, normalmente deteriorada pelo aumento do despacho de carga e pelo aumento do ganho transitório dos sistemas de excitação.

Fleming e outros em [6] apresentam 3 (três) diferentes métodos para melhoria de desempenho de um estabilizador de potência quando utilizado na situação radial máquina x barra infinita. Os autores registram o ganho expressivo de estabilidade obtido quando o sinal de realimentação de tensão ao sistema de excitação incorpora o efeito da potência acelerante desenvolvida durante as oscilações eletromecânicas.

O autor de [7] descreve os requisitos para análise do efeito de PSS no controle dos modos de oscilação não amortecidos característicos dos SEP interligados. O objetivo foi fornecer subsídios para a especificação dos sistemas de excitação das novas unidades geradoras e para a modernização dos sistemas de excitação das unidades existentes na época. O autor registra a disponibilidade de programas de simulação de desempenho para estabilidade permanente e transitória e o desenvolvimento de procedimentos para ajuste ótimo das características de sinais estabilizantes com entradas múltiplas. Técnicas para redução de rede utilizando equivalentes dinâmicos foram também empregadas.

Parniani e Lesane, em [8], registraram que a instabilidade sistêmica verificada na operação da usina térmica de Bandar-Abbas, 4 x 320 MW, interligada a dois circuitos paralelos de transmissão por transformadores 230/400 kV e operando com elevado despacho de geração, impedia a plena utilização de potência desta usina. Para correção do problema, foram instalados sinais adicionais estabilizantes nos sistemas de excitação das unidades geradoras para extensão dos limites de estabilidade de regime permanente e aumento da potência de geração estável. O artigo descreve os procedimentos efetuados para ajustes de PSS, incluindo os critérios estabelecidos e alguns resultados dos testes de campo efetuados.

Chang e outros [9] reportam oscilações de baixa frequência ocorridas por muitos anos no sistema elétrico tailandês e registram a aplicação de sinais adicionais estabilizantes aos sistemas de excitação de resposta lenta dos geradores de maior

impacto no desempenho global eletromecânico do sistema elétrico nacional. O trabalho descreve, também, os estudos que conduziram à melhoria do desempenho dinâmico global do sistema, juntamente com a apresentação de aspectos operacionais e descrição dos testes realizados. Foram calculados índices de desempenho associados aos PSS e implementada a análise espectral dos modos de baixa frequência para fins de definição do aumento necessário na característica de amortecimento das oscilações observadas e na potência de transferência através das linhas principais do sistema tronco de transmissão. Aumento efetivo na capacidade de transferência de potência através deste sistema foi observado após a implementação de reajuste nos sistemas de estabilização suplementar.

Os autores de [10] descrevem a experiência adquirida na atividade de identificação dos modelos para sistemas de excitação e sinais adicionais estabilizantes associados à unidade de geração número 06 da usina de Mingtan, do sistema tailandês. Os dados de entrada e saída de cada bloco das excitatrizes e PSS foram obtidos por ocasião dos testes de comissionamento da referida unidade e utilizados, através da aplicação do método dos mínimos quadrados generalizados, na identificação dos modelos dos controles referidos. O método mencionado apresenta capacidade para identificação de parâmetros sob condições de ruídos apreciáveis superpostos aos sinais de interesse.

A referência [11] trata da questão de identificação de parâmetros de sistemas de excitação para a unidade geradora da segunda usina nuclear da Empresa Taiwan Power. Os testes iniciais do sistema de excitação desligado do gerador indicaram a necessidade de revisão dos dados de fabricante, estes últimos modificados para validação das medições efetuadas. Em seguida, uma metodologia utilizando modelagem híbrida do sistema de excitação sob carga (campo do gerador), com base em simulação não linear e matrizes de sensibilidade, foi utilizada para refinamento dos parâmetros do sistema de excitação visando melhoria da resposta dinâmica antes da aplicação do sinal adicional estabilizante da unidade geradora associada. Finalmente, testes de campo permitiram a comparação da resposta dinâmica com e sem a presença do PSS.

A referência [12] diz respeito à utilização de algoritmos genéticos para aplicações de ajustes de controle de um sistema radial, contendo uma máquina conectada a um barramento infinito. O artigo utiliza algoritmos genéticos

evolucionários para determinar o parâmetro de seleção de controle ótimo. Com os AG, é possível explorar uma faixa maior de soluções potenciais para um problema que programas computacionais convencionais. Os algoritmos usados são simples. Existem algoritmos mais complexos como que utilizam cromossomos heurísticos. O sistema-teste também é muito simples e a técnica necessita ser aplicada a sistemas multimáquinas realistas, que requerem estratégias de controle descentralizadas. AG podem solucionar tanto problemas de controle complexos quanto convencionais.

Ying-Yi e Wen-Ching, em [13], apresentam o que dizem ser um novo método para ajuste de PSS visando aumentar a estabilidade a pequenos sinais. O programa computacional associado utiliza técnica de programação não linear para minimizar a parte real do pólo dominante do sistema, sem o apoio da avaliação das sensibilidades do pólo. A teoria de controle e a relação entre as raízes e os coeficientes da equação polinomial são incorporadas na análise visando estabelecer as restrições de igualdade. Os limites estabelecidos para variação nos parâmetros dos PSS dentro de um determinado conjunto são formulados como na forma de restrições de desigualdade. Resultados comparativos advindos de simulação da estabilidade sob pequenas perturbações confirmam a aplicabilidade do método proposto.

A referência [14] demonstra a aplicabilidade da utilização de algoritmos genéticos para a estabilização simultânea de um SEP multimáquinas, considerando várias condições de operação e através de ajustes dos sinais estabilizantes aplicados aos sistemas de excitação nas unidades geradoras dos SEP. O problema da seleção de parâmetros de PSS que estabilizem simultaneamente as diversas configurações do sistema em estudo é convertido em um problema simples de otimização que é solucionado pelo AG com uma função objetivo baseada no cálculo dos pólos da função de transferência do SEP linearizado. A efetividade da técnica apresentada na avaliação de amortecimento dos modos de oscilação locais e interárea em sistema multimáquinas é verificada através da comparação entre o resultado de cálculo dos pólos da função de transferência do sistema linearizado e o resultado das simulações.

A referência [15] trata das especificações de desempenho dos sistemas de excitação para atender requisitos de operação das interligações entre áreas de um SEP. As orientações da norma IEEE 421 servem como referência para estas especificações, porém estudos de casos específicos são frequentemente necessários para fixação final

das especificações de um sistema de excitação. Os autores argumentam que a capacidade dos sistemas de excitação para regular as tensões de gerador e controlar o perfil de tensões ao longo de um sistema elétrico conferem importância às atividades de projeto e ajuste destes dispositivos. Com base nisto, os autores conferem grande relevância às especificações do ganho transitório e da capacidade de trabalho das excitatrizes em sua tensão de teto.

Em [16], Bomfim, Taranto e Falcão apresentam uma metodologia para ajuste simultâneo de múltiplos PSS para múltiplas condições do sistema, utilizando algoritmos genéticos. O método de ajuste apresenta robustez, pois o ajuste pode ser feito considerando um conjunto pré-especificado de condições de operação. Operadores genéticos modificados foram usados no ajuste simultâneo das compensações de fase e dos ganhos de 22 (vinte e dois) PSS, em um dos casos analisados. O método de ajuste foi aplicado para ajuste global de PSS de dois exemplos de sistema, um de pequeno porte e uma versão equivalente do sistema interligado nacional. As simulações apresentadas e descritas demonstraram a capacidade da ferramenta desenvolvida.

Em [17], os autores argumentam que uma nova forma de ajuste de PSS foi proposta, baseada no método das desigualdades para a síntese da coordenação de parâmetros de PSS multimáquinas. Desde que a coordenação e controle de PSS são considerados estabelecer um problema de pareto-otimização, uma grande lista de objetivos de projeto foi apresentada na forma de um conjunto de desigualdades. Para apoio a solução destas desigualdades e, portanto, para determinação dos parâmetros dos PSS, os algoritmos genéticos foram aplicados.

Na referência [18] é apresentado um procedimento analítico para o projeto de PSS, através do posicionamento parcial de par de pólos complexos conjugados, eliminando-se um procedimento iterativo. O procedimento analítico se baseia na determinação dos parâmetros dos PSS, cuja estrutura básica é formada por blocos avanço-atraso. Para mostrar a eficiência desta metodologia, são apresentados dois exemplos, sendo um deles um sistema de grande porte.

Os autores de [19] discutem 3 (três) diferentes técnicas de projeto de controladores, incluindo o método clássico de compensação de fase, para coordenação simultânea de 2 (dois) PSS em um sistema equivalente a 5 (cinco) máquinas para o sistema interligado sul – sudeste brasileiro. Os autores argumentam que o sistema

associado em malha aberta apresenta um modo interárea instável que não pode ser estabilizado somente com a utilização de PSS convencionais. Diferentes controladores dos tipos centralizados e descentralizados são considerados e da comparação de diferentes projetos conclui-se que os controladores descentralizados utilizaram compensadores de avanço de fase, enquanto os compensadores centralizados apresentaram maior complexidade e dificuldade para ajuste.

Em [20] é apresentado um esquema de otimização com algoritmos genéticos visando a coordenação simultânea de PSS em um sistema composto de 4 (quatro) unidades geradoras e duas áreas. O algoritmo proposto foi aplicado no ajuste de um único e de múltiplos estabilizadores e permite a otimização para um conjunto de diferentes condições de operação do sistema de potência. Os PSS foram projetados usando os recursos do “MATLAB[®] Control System Toolbox” e otimizados usando o “toolbox GAOT”. Todos os modelos e simulações foram feitas utilizando a ferramenta computacional denominada SSAT.

A referência [21] representa relatório produzido pela Força Tarefa Conjunta IEEE / CIGRÉ sobre Terminologia e Definições na área de estabilidade de SEP. O relatório trata da questão de definição e classificação das formas fundamentais de estabilidade que se desenvolvem em um SEP, com o objetivo de definir estabilidade de forma mais precisa e prover uma base sistemática para sua classificação, com estabelecimento de conexões com os problemas de confiabilidade e segurança dos sistemas.

Yee e Milanovic, em [22] apresentam uma metodologia de otimização da resposta de sistemas não lineares apropriado para aplicação a SEP e, em particular, para ajustes de PSS. O método proposto otimiza diretamente o sistema linear de equações através da resposta temporal do sistema frente a grandes perturbações. Informações específicas sobre as características do método e detalhes de sua aplicação são discutidos. A efetividade do método aplicado ao ajuste coordenado de diversos estabilizadores de potência é verificada para um sistema teste multimáquinas.

Meng e Song, em [23] apresentam um tipo de AG rápido, que melhora a população, cromossomo e probabilidade de mutação quando comparado com algoritmos genéticos mais simples. O ajuste de parâmetro de um controlador PID de segunda ordem é simulado com o AG rápido e com o AG simples para comparar seus

desempenhos. Os resultados de simulações mostram que o controlador PID definido como o AG proposto apresenta velocidade de convergência mais rápida das amostras e um melhor desempenho dinâmico e evita a convergência prematura.

Nesta dissertação, uma solução para o problema de oscilações pouco amortecidas é apresentada e efetivamente exercitada por cálculos de amortecimento das oscilações dos modos eletromecânicos e de excitatriz de um SEP exemplo. Para isto, lançou-se mão da capacidade dos algoritmos genéticos (AG) em processar grande número de soluções possíveis para o problema. É proposto, e efetivamente aplicado, um conjunto de ajustes coordenados de PSS, estabelecido em contexto cuja dimensão foi fixada matematicamente a partir de restrições impostas à solução final obtida através da técnica de aplicação de algoritmos genéticos. O objetivo, neste caso, foi a aplicação dos AG visando tornar o sistema mais robusto frente às pequenas perturbações, ou seja, conferir amortecimentos, distribuídos uniformemente, a todos os modos eletromecânicos de oscilação do sistema exemplo referido. O sistema exemplo contém 7 (sete) geradores e, portanto, 6 (seis) modos de oscilação eletromecânica. Quanto à questão de robustez do sistema referido, como um todo, frente às grandes perturbações associadas à estabilidade transitória, este é um problema correlato, mas de outra dimensão, sendo determinado mais por outros efeitos como rapidez dos sistemas de excitação e capacidade de transmissão de potência através do SEP.

Visando satisfazer as exigências de análise de um grande número de alternativas decorrente da necessidade de ajustes simultâneos nas constantes selecionadas para o procedimento de estabilização, uma técnica matemática heurística foi aplicada na solução do problema. Para isto, foi selecionada uma ferramenta com característica robusta para execução dos ajustes referidos, e de forma simultânea, em todos os estabilizadores presentes no SEP em estudo. O ajuste individualizado pode se mostrar ineficiente, diante das características de um sistema de grande porte, intrinsecamente multimodal e de ajuste bastante complexo. A considerar que o interesse no ajuste individualizado ocorre, normalmente, quando se tratando de análise de sistema real já em operação, no momento da incorporação de nova usina geradora e definição primeira do conjunto de parâmetros otimizados de seus sistemas de excitação e estabilização suplementar.

Para definição dos ajustes acima referidos, uma ferramenta computacional desenvolvida na década de sessenta por Holland, denominada Algoritmo Genético (AG) e que possui as características necessárias para a busca da melhor solução, foi utilizada, de forma similar ao indicado em [16]. Em adição, uma ferramenta computacional [24, 33] denominada PSAT (Power System Analysis Toolbox) foi utilizada para estabelecimento e execução dos casos de simulação de regime permanente (pólos da função de transferência do SEP linearizado) e de regime transitório dinâmico, visando dar subsídio tanto ao procedimento de busca da solução final associada ao conjunto de dados disponíveis e restrições estabelecidas e, ainda, para avaliação de desempenho do sistema com os ajustes determinados.

1.4 - Estrutura da dissertação

A dissertação está organizada em 6 (seis) capítulos conforme descrito a seguir:

O capítulo 1 apresenta um breve histórico sobre a aplicação de PSS aos SEP, enfatizando a sua importância e as análises realizadas a partir da aplicação desses dispositivos. Logo a seguir, apresenta um descritivo sobre alguns artigos que contribuíram para a implementação da pesquisa bibliográfica que é apresentada nesta dissertação.

O capítulo 2 traz informações básicas sobre a estabilidade dos SEP, apresentando uma visão geral das formas de estabilidade mais comuns, caracterização dos modos de oscilação e focando mais detalhadamente, os estudos da estabilidade angular a pequenas perturbações com a caracterização do equilíbrio dinâmico entre conjugados, conjugados sincronizantes e de amortecimento. O capítulo também trata da conceituação clássica do PSS.

No capítulo 3 são apresentados o modelo dinâmico de um SEP para a formação da matriz global do sistema, os fundamentos básicos da análise modal envolvendo a solução das equações de estado, o cálculo dos autovalores e autovetores, a conceituação e determinação da controlabilidade, da observabilidade, dos resíduos das funções de transferência, da formação dos modos, da sensibilidade dos autovalores, da formação da matriz de participação e o método dos resíduos.

O capítulo 4 apresenta a proposição da metodologia de ajuste de PSS, mostrando as características do sistema teste escolhido, bem como os critérios utilizados no ajuste dos PSS, a aplicação do AG e o fluxograma de cálculo da função fitness (aptidão).

No capítulo 5 são apresentados os resultados obtidos nas simulações realizadas considerando o ajuste dos PSS, utilizando algoritmos genéticos. O capítulo mostra como um gerador se comporta, frente a um grande distúrbio, incapaz de causar instabilidade transitória, sem a presença de estabilizador, equipado apenas com regulador de tensão e com a presença de estabilizador mais regulador de tensão.

O capítulo 6 apresenta as conclusões finais e enumera sugestões de temas para trabalhos futuros.

O apêndice A descreve os modelos dos equipamentos utilizados na composição do sistema teste estudado.

O apêndice B fornece todas as informações necessárias, referente ao sistema teste estudado.

Finalmente, o apêndice C apresenta uma introdução aos algoritmos genéticos.

2. ESTABILIDADE DE SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA

2.1 - Introdução

Estabilidade de SEP pode ser amplamente definida como a propriedade de um SEP que permita que ele permaneça num estado de equilíbrio de operação sob condições de operação normal e recupere um estado de equilíbrio satisfatório após ser submetido a um distúrbio.

Instabilidade num SEP pode ser manifestada em várias diferentes formas dependendo da configuração do sistema e do modo de operação. Tradicionalmente, o problema da estabilidade consiste em manter a operação síncrona. Desde que os SEP começaram a contar com máquinas síncronas para a geração de potência elétrica, uma condição necessária para a satisfatória operação do sistema é que toda máquina síncrona permaneça em sincronismo ou, coloquialmente, “in step”. Este aspecto de estabilidade é influenciado pela dinâmica do ângulo do rotor do gerador e pela relação potência-ângulo.

Instabilidade também pode acontecer sem perda de sincronismo. Por exemplo, um sistema consistindo de um gerador síncrono alimentando um motor de indução como carga através de uma linha de transmissão pode tornar-se instável por causa do colapso na tensão da carga. Manutenção do sincronismo não é uma solução neste exemplo; neste caso, o interesse é na estabilidade de controle de tensão. Esta forma de instabilidade pode também ocorrer nas cargas cobertas por uma extensa área alimentadas por um grande sistema. Na avaliação da estabilidade o interesse é o comportamento do SEP quando submetido a um *distúrbio* transitório. O distúrbio pode ser pequeno ou grande. Pequenos distúrbios na forma de mudanças de carga ocorre continuamente, e o sistema ajusta por si só para as condições de mudança. O sistema deve ser capaz de operar satisfatoriamente sob essas condições e satisfatoriamente suprir a máxima quantidade de carga. Ele deve também ser capaz de suportar numerosos distúrbios de natureza severa, como um curto-circuito numa linha de transmissão, perda de um grande gerador ou carga, ou perda de uma ligação entre dois sistemas. A resposta do sistema a um distúrbio exige muito do equipamento. Por exemplo, um curto-circuito num elemento crítico seguido de um isolamento por relés de proteção causará variações na potência transferida, velocidade do rotor das máquinas, e barras de tensão; as variações de tensão irão atuar em ambos gerador e sistema de transmissão regulador de tensão; as variações

de velocidade irão atuar na regulação primária de velocidade; a mudança nos carregamentos das linhas pode atuar o controle da geração; as mudanças na tensão e frequência afetarão cargas no sistema em vários graus dependendo de suas características individuais. Em adição, dispositivos usados para proteção individual do equipamento podem responder às variações em variáveis do sistema e assim afetar o desempenho do sistema. Em alguma situação dada, entretanto, as respostas de somente uma quantidade limitada de equipamentos podem ser significativas. Portanto, muitas aproximações são usualmente feitas para simplificar o problema e para focar nos fatores específicos que influenciam o tipo de problema de estabilidade. O entendimento do problema de estabilidade é grandemente facilitado para a classificação da estabilidade dentro de várias categorias [25].

2.2 - Tipos de Estabilidade

A estabilidade de SEP intimamente ligada à capacidade que esses sistemas possuem de se manter em equilíbrio sob condições normais de operação, bem como a de atingirem um estado aceitável de equilíbrio após serem submetidos a distúrbios ou perturbações [21, 25]. A figura 1 abaixo mostra que o problema da estabilidade desses sistemas pode ser classificado de duas formas: **estabilidade de ângulo** ou de **estabilidade de tensão**. No primeiro caso a estabilidade é regida, essencialmente, pelas dinâmicas dos rotores dos geradores síncronos e seus sistemas de controle, enquanto que no segundo a mesma é regida, essencialmente, pelo comportamento dinâmico das cargas do sistema. Em ambos os casos o problema pode ser abordado segundo dois aspectos: pequenas e grandes perturbações.

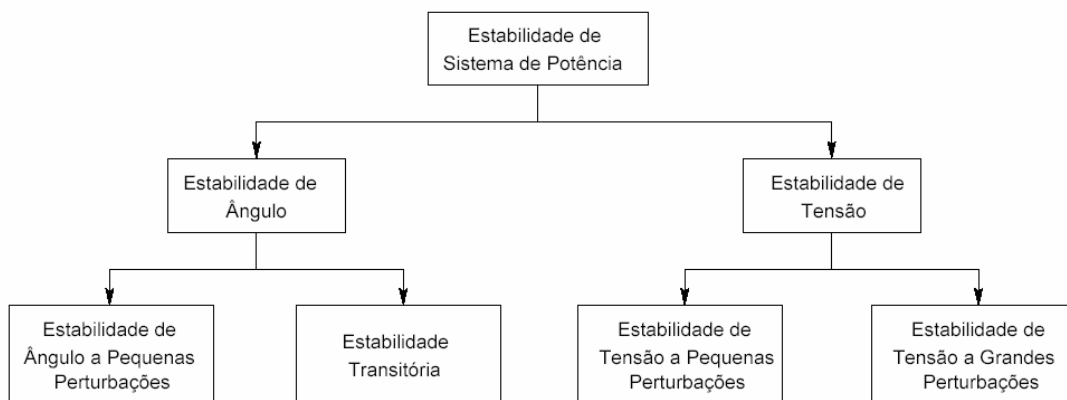


Figura 1 - Classificação da estabilidade de SEP

2.3 - Estabilidade de Ângulo

A estabilidade de ângulo está relacionada à capacidade que os rotores dos geradores síncronos possuem de continuar ou não em sincronismo (mesma velocidade) após a ocorrência de perturbações no sistema [21, 25]. A instabilidade pode ocorrer sob a forma monotônica ou oscilatória, traduzidas por uma aceleração contínua ou por oscilações de amplitudes crescentes dos rotores dos geradores, respectivamente. No primeiro caso a instabilidade é devido à falta de conjugados sincronizantes dos geradores síncronos e no segundo devido à falta de conjugado de amortecimento.

2.3.1 Estabilidade de Ângulo a Pequenas Perturbações

Na literatura, oscilações eletromecânicas fracamente amortecidas é considerado um problema de estabilidade de ângulo a pequenas perturbações [21]. Esse tipo de estabilidade diz respeito à capacidade dos geradores permanecerem em sincronismo quando o sistema é submetido a pequenas perturbações [21, 25]. Neste caso, a linearização das equações que compõem a modelagem do sistema torna-se possível para efeitos de análise. Desde o início das interligações de sistemas nos anos 60, o principal aspecto desse problema que tem sido abordado intensivamente pelos engenheiros de potência é a estabilidade oscilatória, traduzida pela existência de amortecimento positivo para todos os modos naturais de oscilação do sistema, quando os mesmos são excitados por pequenas perturbações, ou mesmo flutuações normais de carga.

Caracterização dos Modos de Oscilação

Um SEP possui vários modos de oscilação, como, por exemplo, os introduzidos pelas ações dos controles de excitação, de velocidade, etc. No entanto, os de principal interesse são os modos eletromecânicos de baixa frequência, os quais estão associados ao comportamento dinâmico dos rotores dos geradores. Estes modos eletromecânicos são responsáveis por oscilações que se situam na faixa de frequência entre 0,2 e 2,0 Hz, podendo ser basicamente classificados em [25]:

- **Modos Locais:** são caracterizados pela oscilação de um gerador (ou um grupo de geradores) contra o resto do sistema ou por geradores proximamente conectados e possuem frequência na faixa de 0,7 a 2,0 Hz.

- **Modos Interárea:** são observadas quando um grupo de geradores localizado em uma área oscila coerentemente contra outro grupo de geradores localizados em uma outra área, ocorrendo comumente na faixa de 0,1 a 0,7 Hz.

Os modos de oscilações eletromecânicas são reconhecidos como modos críticos em virtude do baixo amortecimento natural do sistema. Para determinadas condições de operação, geralmente as de elevado carregamento, características combinadas das cargas e dos sistemas de controle dos geradores (excitação e velocidade) podem reduzir consideravelmente ou até mesmo tornar negativo o amortecimento de algum modo de oscilação do sistema (local ou interárea).

Desta forma, oscilações pouco amortecidas ou com amplitudes crescentes podem ameaçar ou inviabilizar a operação do sistema.

Oscilações de modo local tendem a ocorrer quando os geradores (ou grupo de geradores) são conectados ao sistema por linhas de transmissão com altas reatâncias. Tal fato ocorre principalmente para o caso das grandes usinas hidrelétricas situadas distantes de seus centros de cargas, e, portanto, conectadas por longas linhas de transmissão (essencialmente radiais) em alta e extra-alta tensão.

Oscilações de modo interárea tendem a ocorrer quando as áreas são interligadas por linhas de transmissão fracas, ou seja, com capacidades muito inferiores às capacidades dos sistemas que elas interligam. Características particulares de cada sistema contribuem de maneira bastante diversa para o aparecimento dessas oscilações interárea, sendo bastante difícil se determinar um fator específico que tenha maior influência sobre a estabilidade destes modos.

Uma operação segura dos sistemas de potência está intrinsecamente associada com um adequado amortecimento dos modos de oscilação local e interárea. Conseqüências desastrosas para a estabilidade de sistemas interligados tais como desligamentos parciais ou mesmo totais (blecautes), uma vez que um processo de desligamentos em cascata pode ser desencadeado, podem ocorrer se esses modos não forem apropriadamente amortecidos.

Os conceitos fundamentais relativos aos modos de oscilação eletromecânicos, tais como taxa de amortecimento e frequência de oscilação, podem ser mais bem visualizados, considerando-se um gerador síncrono conectado a um barramento infinito através de uma linha de transmissão, conforme ilustrado na Figura 2.

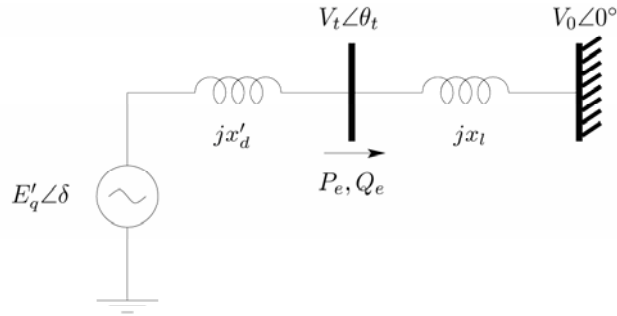


Figura 2 - Sistema equivalente máquina – barra infinita

A equação de balanço de conjugados ou de oscilação (swing) relativa ao movimento rotacional do conjunto turbina-rotor deve obedecer a condição de equilíbrio dinâmico entre os conjugados descrita pela seguinte equação:

$$\Delta T_{AC} = \Delta T_M - \Delta T_E - \Delta T_D \quad (2.1)$$

Onde ΔT_{AC} , ΔT_M , ΔT_E e ΔT_D são respectivamente as variações do conjugado acelerante, do conjugado mecânico, do conjugado elétrico e do conjugado de amortecimento (em p.u.). Adotando-se o modelo clássico para o gerador ($\Delta E'_q = cte$), a equação (2.1) pode ser reescrita como:

$$\Delta \ddot{\delta} + \frac{D}{M} \Delta \dot{\delta} + \frac{\omega_0}{M} K_1 \Delta \delta = \frac{\omega_0}{M} \Delta T_M \quad (2.2)$$

na qual $\Delta \delta$ é o desvio do ângulo do rotor em radianos, M é a constante de tempo de inércia do conjunto turbina-rotor em segundos, D é o coeficiente de amortecimento do gerador em p.u., e ω_0 é a velocidade angular síncrona em rad/s. O parâmetro K_1 é o coeficiente sincronizante do gerador em p.u., que é dado por:

$$K_1 = \left. \frac{\partial T_E}{\partial \delta} \right|_{E'_q=cte} = \frac{E'_q V_0}{x'_d + x_l} \cos \delta_0 \quad (2.3)$$

sendo δ_0 o ângulo de regime permanente entre a tensão transitória interna E'_q e a tensão da barra infinita V_0 .

2.3.2 Equilíbrio Dinâmico Entre Conjugados

Os desequilíbrios de conjugado eletromecânico no conjunto turbina-rotor das unidades geradoras estão intrinsecamente associados ao fenômeno da estabilidade de ângulo a pequenas perturbações, resultando em oscilações dos fluxos de potência sincronizante na rede de transmissão. É bem estabelecido na literatura que vários modos de oscilação podem existir no sistema, tais como os introduzidos pelas ações dos controles de excitação, de velocidade, etc., mas os de principal interesse são os modos eletromecânicos de baixa frequência.

Os conceitos fundamentais em questão estão relacionados à equação balanço de conjugados (ou equação swing) linearizada da máquina síncrona, ou seja, à malha conjugado-velocidade-ângulo, que descreve o comportamento do ângulo e da velocidade do rotor do gerador para uma perturbação no conjugado mecânico da turbina. Assim, os aspectos básicos (taxa de amortecimento e frequência de oscilação) podem ser mais bem compreendidos, considerando-se um gerador síncrono conectado ao barramento infinito através de uma linha de transmissão. O diagrama de blocos da malha conjugado-velocidade-ângulo do sistema descrito acima, considerando-se o modelo clássico do gerador ($\Delta E'_q = 0$), é mostrado na Figura 3.

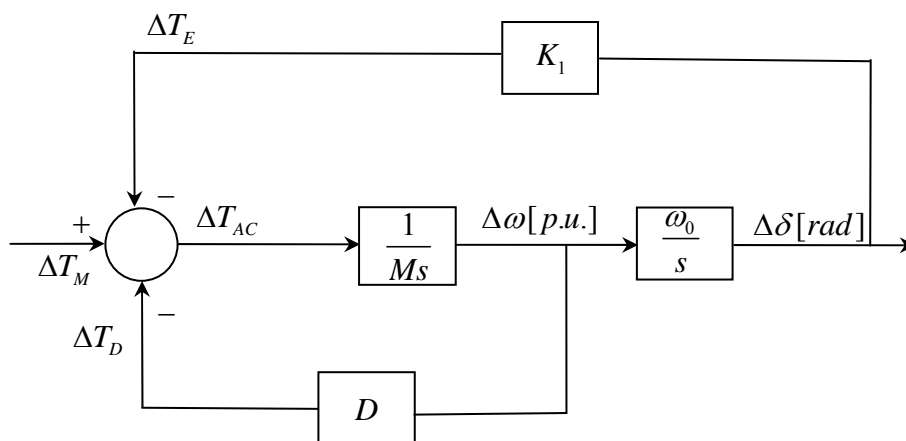


Figura 3 - Malha conjugado – velocidade - ângulo

A equação característica resultante da equação (2.2) é dada por:

$$s^2 + \frac{D}{M}s + K_1 \frac{\omega_0}{M} = 0 \quad (2.4)$$

e sua forma canônica é representada por:

$$s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2 = 0 \quad (2.5)$$

na qual ω_n e ξ são a frequência natural de oscilação e a taxa de amortecimento respectivamente, as quais são dadas por:

$$\omega_n = \sqrt{K_1 \frac{\omega_0}{M}} \quad e \quad \xi = \frac{D}{2\sqrt{\omega_0 K_1 M}} \quad (2.6)$$

Geralmente, para condições normais de operação, o sistema apresenta uma taxa de amortecimento pequena, fazendo com que os autovalores ou raízes da equação característica tornem-se complexos-conjugados, ou seja:

$$\lambda_{1,2} = \sigma \pm j\omega_d = -\xi\omega_n \pm \sqrt{1 - \xi^2} \quad (2.7)$$

sendo ω_d a frequência de oscilação amortecida do modo eletromecânico.

Considerando-se valores típicos de inércias, reatâncias e carregamento, as frequências das oscilações dos modos eletromecânicos (ω_d) aproximam-se bastante das frequências de ressonâncias (ω_n), em virtude dos baixos valores de amortecimento que estes modos apresentam, mesmo em condições normais de carga. Na literatura, um modo com 10% de amortecimento é considerado bem amortecido [26, 27].

Conjugados Sincronizantes e de Amortecimento

Essa análise torna-se muito útil para o perfeito entendimento da natureza das oscilações eletromecânicas em sistemas elétricos de potência.

Um sistema de potência possui uma característica altamente não linear, visto que é constantemente sujeito a alterações de cargas, conjugados dos geradores e outros parâmetros do sistema. Dessa forma, quando submetido a uma perturbação, a

estabilidade do sistema depende do ponto inicial de operação bem como da natureza da perturbação.

Um distúrbio é considerado pequeno se as equações que descrevem a resposta resultante do sistema podem ser linearizadas para efeito de estudo.

O fenômeno da estabilidade de ângulo a pequenas perturbações está basicamente associado aos desbalanços de conjugados eletromecânicos nos geradores síncronos do sistema, os quais acarretam em trocas oscilatórias de potência entre os geradores através das linhas de transmissão.

Para uma dada frequência de oscilação do rotor do gerador, existe uma variação do conjugado elétrico de mesma frequência e proporcional à amplitude da oscilação. Essa variação do conjugado elétrico pode ser decomposta em duas componentes ortogonais, denominadas conjugados de amortecimento e sincronizante [2], expressa por:

$$\Delta T_E = K_d \Delta \omega + K_s \Delta \delta \quad (2.8)$$

sendo K_d e K_s os coeficientes de conjugado de amortecimento e sincronizante, respectivamente.

A parcela de conjugado de amortecimento ($K_d \Delta \omega$) é proporcional e oscila em fase no tempo com a variação de velocidade do rotor, enquanto que a parcela de conjugado sincronizante ($K_s \Delta \delta$) é proporcional e oscila em fase no tempo com a variação angular do rotor.

Sob condições de regime permanente, existe um equilíbrio entre esses conjugados no conjunto turbina-rotor de cada gerador, de modo que todos os geradores operam em sincronismo (mesma velocidade). Se o sistema é perturbado, ocorre um desequilíbrio de conjugados, resultando em uma aceleração ou desaceleração dos rotores das máquinas. A instabilidade pode vir a acontecer por falta de conjugado sincronizante ou por falta de conjugado de amortecimento. A falta de conjugado sincronizante resulta em um crescimento contínuo do ângulo do rotor, ou seja, a instabilidade é aperiódica ou monotônica. Enquanto que a falta de conjugado de amortecimento resulta em instabilidade oscilatória, ou seja, em oscilações com amplitudes crescentes no tempo. A Figura 4 ilustra estes tipos de instabilidades.

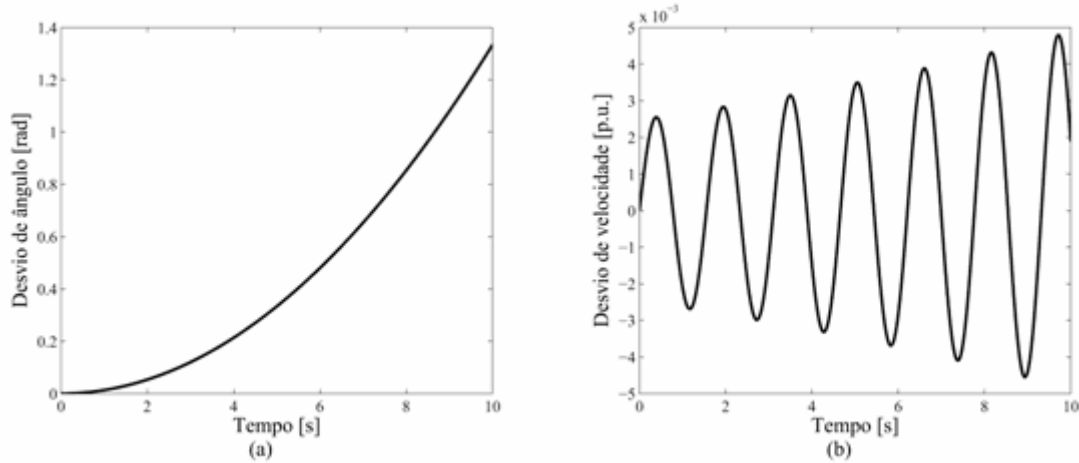


Figura 4: (a) Instabilidade monotônica (b) Instabilidade oscilatória.

Uma análise detalhada dos conceitos de conjugado sincronizante e conjugado de amortecimento, bem como a decomposição dos efeitos do controle de tensão em termos destes conjugados, foi feita por De Mello e Concórdia [2]. Os autores utilizaram um modelo linearizado de uma máquina síncrona de pólos salientes conectada a um barramento infinito conhecido como modelo **Heffron-Phillips** [1]. Neste trabalho clássico, os autores propuseram que fosse adicionado um sinal estabilizante suplementar à referência dos reguladores automáticos de tensão (RAT) dos geradores, de maneira a propiciar um adequado amortecimento às oscilações eletromecânicas de baixa frequência.

Estabilizador de Sistemas de Potência

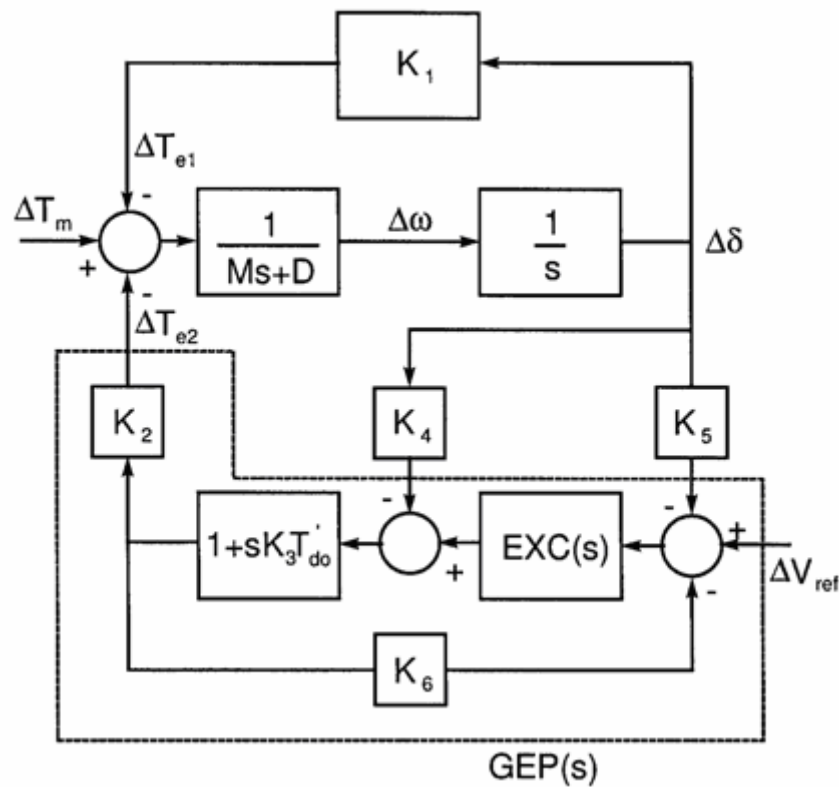


Figura 5- Modelo Heffron-Phillips

O objetivo básico de um PSS é introduzir um componente de amortecimento do conjugado elétrico dos rotores, que é proporcional ao desvio de velocidade $\Delta\omega$. Quando o rotor oscila, este conjugado age como um conjugado de amortecimento para conter a oscilação.

Para entender a operação de um PSS, considere o diagrama de blocos da figura 5. Este diagrama foi desenvolvido por **Heffron e Phillips**, em 1952 [1], para representar a dinâmica de um gerador síncrono conectado a um barramento infinito, através de uma linha de transmissão. O modelo leva em conta os efeitos do circuito de campo e do sistema de excitação, mas não considera os efeitos dos enrolamentos amortecedores e das correntes parasitas. As dinâmicas do regulador de tensão foram representadas pela função de transferência $EXC(s)$. De Mello e Concordia [2] adotaram este modelo para desenvolver um estudo do mecanismo de oscilações em termos de amortecimento e conjugado sincronizante.

Os parâmetros K_1 e K_6 na figura 5, são funções dos parâmetros da máquina e são constantes para um particular ponto de operação, mas variam com a potência de saída e a força da rede elétrica conectando a máquina até a barra infinita. É fácil identificar

vários laços que contribuem para o valor total do conjugado elétrico. Na ausência do efeito do regulador de tensão, o conjugado elétrico total $\Delta T_e = \Delta T_{e1} + \Delta T_{e2}$ e

$$\Delta T_e = K_1 - \frac{K_2 K_3 K_4}{1 + s K_3 T'_{d0}} \quad (2.9)$$

Deste modo o efeito da reação da armadura é a redução do conjugado de sincronizante para $K_2 K_3 K_4$, sendo uma parcela de conjugado puramente sincronizante. O efeito da reação da armadura é introduzir amortecimento positivo, por menor que ele seja. Quando consideramos a ação do regulador de tensão, com ganho K_e e constante de tempo T_e , definindo a função de transferência $EXC(s) = \frac{K_e}{1 + s T_e}$, produz uma queda no

conjugado sincronizante, devido a ação desmagnetizante por um fator $K_e K_3 K_6$. A variação do ângulo do rotor $\Delta\delta$ é amplificado pelo regulador de tensão para produzir um pequeno e negativo conjugado sincronizante. Esta condição usualmente ocorre quando a máquina síncrona é moderadamente carregada pela conexão com uma rede forte onde, K_1 é alto e daí, o conjugado sincronizante global é positivo. A expressão para o conjugado de amortecimento em função da frequência de oscilação ω_n é dada através da equação 2.10 abaixo:

$$\Delta T_D = \frac{K_2 K_e K_5 (T_A / K_3 + T'_{d0}) \omega_n}{(1 / K_3 + K_6 K_e - \omega_n^2 T'_{d0})^2 + (T_e / K_3 + T'_{d0})^2 \omega_n^2} \Delta\delta \quad (2.10)$$

ΔT_D é negativo para K_5 negativo, pois todos os demais coeficientes na equação 2.10 são positivos. K_5 é negativo para carga elevada e/ou fraca condição da rede elétrica, situação que ocorre na grande maioria dos sistemas elétricos atuais.

A ação do PSS é efetiva através da função de transferência $GEP(s)$ entre o conjugado elétrico e referência de tensão de entrada com a variação na velocidade da máquina assumida como nula. Esta função descreve as características de resposta do conjugado elétrico para uma variação na tensão de referência do sistema de excitação, considerando-se o ângulo do rotor constante. A expressão que define a função de transferência $GEP(s)$ pode ser obtida do diagrama de blocos da figura 5 e está representada na equação 2.11:

$$GEP(s) = \frac{K_2 K_3 EXC(s)}{(1 + sT'_{d0} K_3) + K_3 K_6 EXC(s)} \quad (2.11)$$

A função de transferência do sistema de excitação, $EXC(s)$, pode ser de qualquer tipo. Aqui o sistema de excitação é assumido como estático com alto ganho e extremamente baixo tempo de resposta. A função de transferência $GEP(s)$ pode ser obtida com a realização de testes de campo no gerador.

Para obter um atraso de fase e o ganho introduzido por $GEP(s)$ é necessário calcular a frequência natural de oscilação dada por:

$$\omega_n = \sqrt{\frac{\omega_0 K_1}{M}} \quad (2.12)$$

Conhecida a frequência natural, basta fazer $s = j\omega_n$ em (2.11) obtendo a fase e o ganho da função $GEP(s)$ na frequência de oscilação do modo considerado. Para garantir que a componente de conjugado de amortecimento ΔT_{PSS} esteja em fase com $\Delta\omega$ de modo a se obter conjugado de amortecimento puro, a seguinte condição deve ser satisfeita:

$$\angle PSS(s) + \angle GEP(s) = 0 \quad (2.13)$$

Normalmente se utiliza dois blocos avançadores para fornecer o avanço de fase requerido por (2.13) e o PSS clássico tem a estrutura apresentada na figura 6. O valor da constante de tempo do filtro *wash-out* T_w não é crítico e situa-se em geral, na faixa de 1 a 20 s. Esse filtro tem por finalidade impedir que variações da velocidade em regime permanente modifiquem a tensão terminal da máquina. O ajuste do ganho K_w , algumas vezes, é realizado a partir de ensaios de campo. Um valor elevado desse ganho pode instabilizar o modo da excitatriz, associado com a malha de controle de tensão. Uma regra usada é fixar o ganho em $\left(\frac{1}{3}\right) \cdot K_w^*$, sendo K_w^* o ganho para o qual o sistema torna-se instável [3]. Outro procedimento utilizado consiste em especificar o amortecimento como requisito de projeto, e então selecionar o valor do ganho que atenda essa especificação [25].

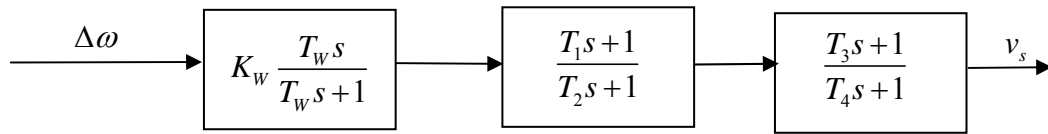


Figura 6 - Estrutura clássica de um PSS

3. MODELO DINÂMICO DE UM SISTEMA DE POTÊNCIA - ANÁLISE MODAL

O completo entendimento das oscilações em sistemas de potência requer para sua análise a utilização de ferramentas analíticas. Embora existam diversos programas para a análise modal de sistemas de potência, os programas de análise da estabilidade transitória são também necessários. Oscilações no sistema são muitas vezes observadas em simulações de estabilidade transitória realizadas em estudos de planejamento da expansão e da operação. É importante que o uso de ferramentas analíticas para a análise do desempenho dinâmico dos sistemas seja coordenado de modo a considerar todos os aspectos envolvidos.

Este capítulo, embora seja dedicado à análise modal dos sistemas de potência, apresenta também, brevemente, considerações sobre a definição de estabilidade transitória, estabilidade sob pequenas perturbações e estabilidade de tensão, como também sobre os diversos modos de oscilação que podem estar presentes em um sistema de transmissão.

3.1 - Modelo Dinâmico de Um Sistema de Potência

O conjunto das equações diferenciais e algébricas associadas ao desempenho dinâmico dos elementos interligados que constituem o SEP podem ser expressas, de um modo geral, por relações que podem assumir a seguinte forma:

$$\dot{x} = f(x, y, u) \quad (3.1)$$

$$0 = g(x, y, u) \quad (3.2)$$

onde x representa o vetor de variáveis de estado do sistema não-linear, y indica o vetor de variáveis algébricas e u o vetor de variáveis de entrada ou de controle. 0 (zero) na expressão (3.2) indica um vetor com todos os elementos nulos.

Um conjunto de equações da forma indicada por (3.1) e (3.2) descreve no presente trabalho o desempenho de geradores síncronos, de sistemas de excitação estáticos, de um gerador de sinal adicional estabilizante aplicado ao sistema de excitação, e de capacitores série controlados. A equação (3.2) também incorpora o conjunto de equações algébricas nodais do tipo $\Delta I = Y_{bus} \cdot \Delta V + V \cdot \Delta Y_{bus}$ representativas de um sistema de transmissão CA com capacitores série controlados.

O estudo das características de estabilidade do sistema global descrito por estas equações pode ser realizado, na hipótese da consideração de pequenas variações no entorno de um ponto de operação do sistema, através da avaliação dos autovalores associados à matriz de estado do sistema. Linearizando estas equações no entorno do ponto x_0, y_0, u_0 , pode-se escrever:

$$\Delta \dot{x} = A1 \cdot \Delta x + A2 \cdot \Delta y + B1 \cdot \Delta u \quad (3.3)$$

$$0 = A3 \cdot \Delta x + A4 \cdot \Delta y + B2 \cdot \Delta u \quad (3.4)$$

As matrizes $A1$ e $A2$, definidas por $A1 = \left[\frac{\partial f(x, y, u)}{\partial x} \right]_{x_0, y_0, u_0}$ e por $A2 = \left[\frac{\partial f(x, y, u)}{\partial y} \right]_{x_0, y_0, u_0}$, e ainda as matrizes $A3$ e $A4$, definidas por

$A3 = \left[\frac{\partial g(x, y, u)}{\partial x} \right]_{x_0, y_0, u_0}$ e por $A4 = \left[\frac{\partial g(x, y, u)}{\partial y} \right]_{x_0, y_0, u_0}$ constituem a chamada matriz

Jacobiana do sistema. As matrizes $B1$ e $B2$ são obtidas pelas seguintes expressões:

$$B1 = \left[\frac{\partial f(x, y, u)}{\partial u} \right]_{x_0, y_0, u_0} \quad B2 = \left[\frac{\partial g(x, y, u)}{\partial u} \right]_{x_0, y_0, u_0} \quad (3.5)$$

Utilizando (3.4) para eliminação do vetor de variáveis algébricas Δy em (3.3), pode-se escrever:

$$\Delta y = -A4^{-1} \cdot A3 \cdot \Delta x - A4^{-1} \cdot B2 \cdot \Delta u \quad (3.6)$$

$$\Delta \dot{x} = A \cdot \Delta x + \{B1 \cdot - A2 \cdot A4^{-1} \cdot B2\} \cdot \Delta u \quad (3.7)$$

onde a matriz de estado do sistema global é dada pela seguinte expressão:

$$A = A1 - A2 \cdot A4^{-1} \cdot A3 \quad (3.8)$$

Em todas as expressões acima Δ representa uma variação incremental entorno do ponto de equilíbrio do sistema dinâmico representado pelas equações (3.9) e (3.10). O exame dos pólos da função de transferência do sistema linearizado e a excursão destes pólos no plano complexo permitem caracterizar a estabilidade do SEP sob pequenas

perturbações e, ainda, caracterizar a qualidade dos ajustes dos controles anteriormente referidos.

Escrevendo a forma geral para as equações de estado de um sistema linear e invariante no tempo, tem-se:

$$\Delta \dot{x} = A \cdot \Delta x + B \cdot \Delta u \quad (3.9)$$

$$\Delta y = C \cdot \Delta x + D \cdot \Delta u \quad (3.10)$$

onde:

Δx é o vetor de variáveis de estado (dimensão $n \times 1$).

Δy é o vetor de variáveis algébricas de interesse (dimensão $m \times 1$)

Δu é o vetor de variáveis de entrada ou de controle (dimensão $r \times 1$)

A é a matriz de estado (dimensão $n \times n$)

B é a matriz de coeficientes de entrada (dimensão $n \times r$)

C é a matriz de coeficientes de saída (dimensão $m \times n$)

D é a matriz cujos elementos relacionam quais as variáveis de entrada ou de controle que aparecem diretamente na saída ou resposta do sistema, isto é, no vetor de variáveis algébricas (dimensão $m \times r$).

No caso do sistema não-linear, as equações linearizadas consideradas anteriormente para definição da matriz Jacobiana levam, portanto, às seguintes relações:

$$A = A1 - A2 \cdot A4^{-1} \cdot A3 \quad (3.11)$$

$$B = B1 - A2 \cdot A4^{-1} \cdot B2 \quad (3.12)$$

$$C = A4^{-1} \cdot A3 \quad (3.13)$$

$$D = -A4^{-1} \cdot B2 \quad (3.14)$$

A equação (3.12) mostra que a matriz B contém somente termos associados com as equações algébricas, ou de outro modo as variáveis de entrada que são os elementos do vetor coluna Δu somente afetam a matriz B e não tem nenhuma influência sobre a matriz A .

3.2 - Solução das Equações de Estado

Sejam as equações a seguir que, conforme visto, representam o conjunto de equações diferenciais e algébricas linearizadas de um SEP, considerando pequenas variações em torno de um determinado ponto de operação do sistema:

$$\Delta \dot{x} = A \cdot \Delta x + B \cdot \Delta u \quad (3.15)$$

$$\Delta y = C \cdot \Delta x \quad (3.16)$$

- **Solução das equações de estado não homogêneas**

Aplicando a transformada de Laplace na equação (3.15) tem-se:

$$s \Delta X(s) - \Delta x(0) = A \Delta X(s) + B \Delta U(s) \quad (3.17)$$

onde $\Delta x(0)$ é o vetor dos valores das variáveis de estado no instante inicial, isto é, em $t = t_0$. Resolvendo para $X(s)$, obtém-se:

$$\Delta X(s) = (sI - A)^{-1} \Delta x(0) + (sI - A)^{-1} B \Delta U(s) \quad (3.18)$$

onde I é a matriz identidade.

Notando que:

$$(sI - A)^{-1} = \frac{I}{s} + \frac{A}{s^2} + \frac{A^2}{s^3} + \dots \quad (3.19)$$

A transformada inversa de Laplace de $(sI - A)^{-1}$ é dada por:

$$L^{-1}(sI - A)^{-1} = I + A t + \frac{A^2 t^2}{2!} + \dots + \frac{A^n t^n}{n!} = e^{At} = \Phi(t) \text{ para } t \geq 0 \quad (3.20)$$

Quando a equação (3.20) é utilizada, a transformada inversa de Laplace da equação (3.18) é:

$$\Delta x(t) = \Phi(t) \Delta x(0) + \int_0^t \Phi(t - \tau) B \Delta u(\tau) d\tau \quad (3.21)$$

A equação (3.21) mostra que a solução $\Delta x(t)$ é a soma de um termo que consiste na transição do estado inicial com um termo devido ao vetor de entrada. A matriz $\Phi(t)$ é chamada de matriz de transição de estado de A e a equação (3.21) é chamada de equação de transição de estado.

Para o intervalo de tempo entre t_0 e $t > 0$, onde $t_0 \neq 0$, $\Delta x(t)$ é dada por:

$$\Delta x(t) = \Phi(t - t_0) \Delta x(t_0) + \int_{t_0}^t \Phi(t - \tau) B \Delta u(\tau) d\tau \quad (3.22)$$

onde o estado inicial é representado por $\Delta x(t_0)$ e é assumido que o sinal de entrada $\Delta u(t)$ é dado para $t \geq t_0$.

Substituindo a equação (3.22) na equação (3.16), obtém-se:

$$\Delta y(t) = C \cdot \Phi(t - t_0) \Delta x(t_0) + C \cdot \int_{t_0}^t \Phi(t - \tau) B \Delta u(\tau) d\tau + D \cdot \Delta u(t) \quad (3.23)$$

- **Solução das equações de estado homogêneas**

Fazendo na equação (3.15) $\Delta u(t) = 0$, tem-se:

$$\Delta \dot{x}(t) = A \cdot \Delta x(t) \quad (3.24)$$

Se é admitido que os autovalores (raízes características) de A são distintos e denotados por $\lambda_i, i=1, 2, \dots, n$, então existe uma matriz não singular de ordem n que transforma A em uma matriz diagonal Λ , tal que:

$$\Lambda = P^{-1} \cdot A \cdot P = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \lambda_2 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_3 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & \lambda_n \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

A matriz P é formada pelos autovetores de A, também chamados de autovetores à direita, isto é, se P_i é o autovetor associado com o autovalor λ_i , então, tem-se para $i = 1, 2, \dots, i, \dots, n$:

$$P = [P_1 \quad P_2 \quad \dots \quad P_i \quad \dots \quad P_n] \quad (3.26)$$

O autovetor do autovalor λ_i é um vetor coluna P_i (dimensão $n \times 1$) que satisfaz a equação matricial:

$$(\lambda_i \cdot I - A) P_i = 0 \quad (3.27)$$

onde I é a matriz identidade de dimensão $n \times n$ e 0 é um vetor coluna (dimensão $n \times 1$).

Pode-se mostrar que os autovalores ou valores característicos da matriz A são as raízes da equação característica e calculados por:

$$\det |\lambda \cdot I - A| = 0 \quad (3.28)$$

Os autovalores podem ser reais ou complexos. Se a matriz A é real, como ocorre em sistemas de potência, os autovalores complexos ocorrem em pares conjugados. Quando os autovalores são complexos, tanto o autovetor à direita quanto o autovetor à esquerda serão complexos.

Multiplicando a equação (3.24) por P^{-1} tem-se:

$$P^{-1} \cdot \Delta \dot{x}(t) = P^{-1} \cdot A \cdot P \cdot P^{-1} \cdot \Delta x(t) \quad (3.29)$$

Com base na equação (3.29), uma vez determinada a matriz P dos autovetores, pode-se considerar uma transformação de variáveis, definida pela equação:

$$\hat{x}(t) = P^{-1} \cdot \Delta x(t) \quad (3.30)$$

sendo $\hat{x}(t)$ um novo vetor de estado relacionado ao vetor de estado original pela matriz P^{-1} .

A equação (3.29) pode ser escrita como:

$$\dot{\hat{x}}(t) = \Lambda \cdot \hat{x}(t) \quad (3.31)$$

Esta equação é às vezes referida como equação dinâmica na forma canônica, normalizada, ou desacoplada. Nota-se que a taxa de variação de cada nova variável de estado não é mais uma combinação linear de todas as variáveis de estado, conforme anteriormente ocorria quando se usava a equação (3.24) o que tornava difícil identificar os parâmetros que mais influenciavam o comportamento dinâmico do sistema. Agora, a taxa de variação de cada nova variável de estado é somente afetada pela própria variável de estado.

Aplicando a transformada de Laplace a equação (3.31) tem-se:

$$\hat{X}(s) = (s I - \Lambda)^{-1} \cdot \hat{X}(0) \quad (3.32)$$

onde:

$$(s I - \Lambda)^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{1}{s - \lambda_1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{s - \lambda_2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \ddots & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{s - \lambda_i} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{s - \lambda_n} \end{bmatrix}, \quad \hat{X}(0) = \begin{bmatrix} \hat{x}_{10} \\ \hat{x}_{20} \\ \vdots \\ \hat{x}_{i0} \\ \vdots \\ \hat{x}_{n0} \end{bmatrix} \quad (3.33)$$

A transformada inversa de Laplace da equação (3.32) para a i-ésima variável é:

$$\hat{x}_i(t) = \hat{x}_i(0) e^{\lambda_i t} \quad (3.34)$$

onde $\hat{x}_i(0)$ é o valor inicial de \hat{x}_i

Da equação (3.30) vem que:

$$\hat{x}(0) = P^{-1} \cdot \Delta x(0) \quad (3.35)$$

Para o i-ésimo valor inicial, tem-se:

$$\hat{x}_i(0) = \sum_{j=1}^n P_{ij}^{-1} \cdot \Delta x_j(0) \quad (3.36)$$

Levando a equação (3.36) na equação (3.34):

$$\hat{x}_i(t) = \left[\sum_{j=1}^n P_{ij}^{-1} \cdot \Delta x_j(0) \right] e^{\lambda_i t} \quad (3.37)$$

O vetor das variáveis de estado originais é:

$$\Delta x(t) = P \cdot \hat{x}(t) \quad (3.38)$$

Portanto, pode-se escrever que a k-ésima variável de estado original é dada pela expressão:

$$\Delta x_k(t) = \sum_{i=1}^n P_{ki} \cdot \hat{x}_i(t) \quad (3.39)$$

Levando a equação (3.36) na equação (3.39):

$$\Delta x_k(t) = \sum_{i=1}^n P_{ki} \left[\sum_{j=1}^n P_{ij}^{-1} \cdot \Delta x_j(0) \right] e^{\lambda_i t} \quad (3.40)$$

Fazendo $c_i = \sum_{j=1}^n P_{ij}^{-1} \cdot \Delta x_j(0)$ e substituindo na equação (3.40) a resposta no

tempo da k-ésima variável de estado pode ser dada por:

$$\Delta x_k(t) = P_{k1} c_1 e^{\lambda_1 t} + P_{k2} c_2 e^{\lambda_2 t} + \dots + P_{kn} c_n e^{\lambda_n t} \quad (3.41)$$

A equação (3.41) mostra que a resposta dinâmica do sistema é função dos autovalores, dos autovetores P e P⁻¹ (também denominados de autovetores à direita e à esquerda, respectivamente) e das condições iniciais das variáveis de estado.

A equação (3.41) mostra também que a resposta dinâmica do sistema é constituída por uma soma de termos correspondentes aos modos de oscilação do

sistema, os quais são determinados pelos pólos da função de transferência do sistema linearizado.

- **Autovalores e estabilidade**

A variação dos modos de oscilação em função do tempo e dos respectivos autovalores (pólos), para o i -ésimo modo é dada por $e^{\lambda_i t}$. Portanto, a estabilidade do sistema é determinada pelos pólos conforme segue:

Um pólo real corresponde a um modo não oscilatório. Um pólo real e negativo representa um modo que decresce com o aumento do tempo. Quanto maior for a sua amplitude, mais rápido será o seu decréscimo. Um pólo real positivo representa instabilidade aperiódica. Os valores de c_i e os autovetores associados com pólos reais são também reais.

Pólos complexos ocorrem em pares conjugados, isto é, $\lambda_i = \sigma_i + j\omega_i$ e $\lambda_{i+1} = \sigma_i - j\omega_i$ e cada par corresponde a um modo oscilatório, os quais podem ser combinados. Os respectivos c_i e autovetores terão valores complexos de modo que os termos associados aos modos oscilatórios de $\Delta x(t)$ sejam reais para que $\Delta x(t)$ seja real. Assim, pode-se escrever que a combinação de duas respostas modais será da forma:

$$\Delta x_i(t) + \Delta x_{i+1}(t) = K_{i,i+1} \cdot e^{\sigma_i t} \cdot \cos(\omega_i t + \phi) \quad (3.42)$$

Portanto, a cada par de pólos complexos conjugados corresponde um modo de oscilação representado por uma cossenóide amortecida se σ_i for negativo, resultando em um sistema cuja resposta é estável. Caso σ_i for positivo ter-se-á um modo oscilatório com amplitude crescente com o tempo e a resposta do sistema será instável.

A parte real dos pólos σ_i corresponde ao amortecimento das oscilações e a parte imaginária ω_i fornece a frequência da oscilação.

A frequência de oscilação real (amortecida) em Hz é dada por:

$$f_i = \frac{\omega_i}{2\pi} \quad (3.43)$$

A frequência de oscilação natural (não amortecida) em Hz é dada por:

$$f_{ni} = \frac{\omega_{ni}}{2\pi} \quad (3.44)$$

Onde

$$\omega_{ni} = \frac{\omega_i}{\sqrt{1 - \zeta_i^2}} \quad (3.45)$$

e ζ é chamada de relação de amortecimento e determina a taxa de decréscimo da amplitude da oscilação, sendo expressa em função do amortecimento σ_i por:

$$\zeta_i = \frac{-\sigma_i}{\sqrt{\sigma_i^2 + \omega_i^2}} \quad (3.46)$$

- **Fundamentos básicos da análise modal**

3.3 - Introdução a Controlabilidade e Observabilidade

Um sistema de potência é completamente controlável se cada variável de estado do mesmo pode ser afetada ou controlada, em um tempo finito, por algum sinal de entrada não restrito. Intuitivamente, se qualquer uma das variáveis de estado é independente de um determinado sinal de entrada $\mu(t)$, o modo de oscilação correspondente a esta variável não pode ser controlado e o sistema é considerado não completamente controlável ou simplesmente incontrolável.

O conceito de observabilidade é bastante similar ao de controlabilidade. Essencialmente, um sistema é completamente observável se cada uma de suas variáveis de estado está presente em cada uma de suas saídas. Se qualquer uma das variáveis de estado não pode ser observada nas saídas do sistema, o modo de oscilação correspondente a essa variável de estado não é observável e o sistema é considerado não completamente observável ou simplesmente não observável. Isto explica porque, às

vezes, alguns modos de oscilação pobremente amortecidos não são detectados ao se monitorar certas grandezas.

Cada pólo do SEP é responsável por um modo de oscilação. Assim, a partir da análise das variáveis de saída de interesse, tais como: potência ativa, corrente, tensões terminais dos geradores, tensões nas barras, velocidade angular, fluxo de potência nas linhas, frequência, etc., pode-se determinar a participação de cada modo de oscilação, ou seja, ter-se-á a noção da grandeza de quanto cada modo de oscilação excita a saída em estudo.

Em seguida, serão apresentadas expressões para a determinação da controlabilidade e da observabilidade de sistemas contínuos no tempo.

- **Controlabilidade**

Seja a equação de estado:

$$\Delta \dot{x}(t) = A \Delta x(t) + B \Delta u(t) \quad (3.47)$$

onde: $\Delta x(t)$ = vetor de estado (dimensão $n \times 1$)

$\Delta u(t)$ = vetor de controle ou de entradas (dimensão $r \times 1$)

A = matriz de estado (dimensão $n \times n$)

B = matriz de coeficientes de controle ou de entrada (dimensão $n \times r$)

A solução da equação (3.47) é chamada de equação de transição de estado, sendo dada para o intervalo de tempo entre t_0 e $t > 0$ por:

$$\Delta x(t) = \Phi(t-t_0) x(t_0) + \int_{t_0}^t \Phi(t-\tau) B \Delta u(\tau) d\tau \quad (3.48)$$

onde o estado inicial é representado por $x(t_0)$ e é assumido que o sinal de entrada $\Delta u(t)$ é dado para $t \geq t_0$.

Sem perda de generalidade pode-se admitir que o estado final desejado para qualquer tempo finito $t = t_f \geq t_0$ é $\Delta x(t_f) = 0$. Assim, a equação (3.48) fica:

$$\Delta x(t_0) = - \int_{t_0}^{t_f} \Phi(t_0 - \tau) B \Delta u(\tau) d\tau \quad (3.49)$$

A matriz de transição de estado de A pode ser escrita como:

$$\Phi(t) = e^{At} = \sum_{k=0}^{n-1} \alpha_k(t) A^k \quad (3.50)$$

onde $\alpha_k(t)$ é uma função escalar de t . Portanto, a equação (3.48) pode ser escrita como:

$$\Delta x(t_0) = - \int_{t_0}^{t_f} \sum_{k=0}^{n-1} \alpha_k(t_0 - \tau) A^k B \Delta u(\tau) d\tau = - \sum_{k=0}^{n-1} A^k B \int_{t_0}^{t_f} \alpha_k(t_0 - \tau) \Delta u(\tau) d\tau \dots (A5.2.5) \quad (3.51)$$

Assim, obtém-se a equação:

$$\Delta x(t_0) = - [B \quad AB \quad A^2B \quad \dots \quad A^{n-1}B] \begin{bmatrix} M_0 \\ M_1 \\ \cdot \\ \cdot \\ M_{n-1} \end{bmatrix} = -SM \quad (3.52)$$

onde:

$$M_k = \int_{t_0}^{t_f} \alpha_k(t_0 - \tau) \Delta u(\tau) d\tau, \quad k=0, 1, \dots, n-1 \quad (\text{matriz } r \times 1) \quad (3.53)$$

$$S = [B \quad AB \quad A^2B \quad \dots \quad A^{n-1}B] \quad (\text{matriz } n \times nr) \quad (3.54)$$

$$M = [M_0 \quad M_1 \quad M_2 \quad \cdot \quad \cdot \quad M_{n-1}]^T \quad (\text{matriz } nr \times 1) \quad (3.55)$$

A equação (3.52) pode ser interpretada como: Dado qualquer estado inicial $\Delta x(t_0)$, encontrar o vetor de controle $\Delta u(t)$ de modo que o estado final é $\Delta x(t_f) = 0$ para um intervalo finito $t_f - t_0$. Portanto, uma solução única existe se e somente se existe um conjunto de n vetores coluna linearmente independentes na matriz S .

Em particular, se o sistema tem uma única entrada, $r = 1$, S é uma matriz quadrada $n \times n$. Então, a equação (3.52) representa um conjunto de n equações lineares independentes se S é não singular, isto é, se o determinante de S não é zero.

Com base nas discussões precedentes, pode-se afirmar que um sistema é completamente controlado se o determinante de S é diferente de zero, isto é:

$$\det |S| = \det \begin{bmatrix} B & AB & A^2B & \dots & A^{n-1}B \end{bmatrix} \neq 0 \quad (3.56)$$

A matriz S é chamada de matriz de controlabilidade.

- **Definição alternativa de controlabilidade**

Se é admitido que os pólos (raízes características) de A são distintos e denotados por $\lambda_i, i = 1, 2, \dots, n$, então existe, conforme visto anteriormente, uma matriz P não singular de ordem n que transforma A em uma matriz diagonal Λ , tal que:

$$\Lambda = P^{-1} \cdot A \cdot P = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \lambda_2 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_3 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & \lambda_n \end{bmatrix} \quad (3.57)$$

A matriz P é formada dos autovetores de A , isto é, se P_i é o autovetor associado com o autovalor λ_i , então, para $i = 1, 2, \dots, n$:

$$P = [P_1 \ P_2 \ \dots \ P_i \ \dots \ P_n] \quad (3.58)$$

O autovetor do autovalor λ_i é um vetor coluna P_i (dimensão $n \times 1$) que satisfaz a equação matricial:

$$(\lambda_i \cdot I - A) P_i = 0 \quad (3.59)$$

onde I é a matriz identidade de dimensão $n \times n$ e 0 é um vetor coluna (dimensão $n \times 1$).

Multiplicando a equação (1) por P^{-1} tem-se:

$$P^{-1} \cdot \Delta \dot{x}(t) = P^{-1} \cdot A \cdot P \cdot P^{-1} \cdot \Delta x(t) + P^{-1} \cdot B \cdot \Delta u(t) \quad (3.60)$$

Com base na equação (3.60), uma vez determinada a matriz P dos autovetores, e considerando a transformação de variável, definida, anteriormente, pela equação:

$$\hat{x}(t) = P^{-1} \cdot \Delta x(t) \quad (3.61)$$

sendo $\hat{x}(t)$ um novo vetor de estado relacionado ao vetor de estado original pela matriz P^{-1} .

Definindo:

$$B' = P^{-1} \cdot B \quad (3.62)$$

A matriz B' tem dimensão nxr.

A equação (3.60) pode, então, ser escrita como:

$$\dot{\hat{x}}(t) = \Lambda \cdot \hat{x}(t) + B' \cdot \Delta u(t) \quad (3.63)$$

Esta equação é às vezes referida como equação dinâmica na forma canônica, normalizada, ou desacoplada, conforme anteriormente mencionado. Assim, a taxa de variação de cada nova variável de estado é somente afetada pela própria variável de estado, pelas respectivas entradas e pelos coeficientes da matriz de entrada ou de controle B'.

Como Λ é uma matriz diagonal, a equação matricial (3.63) representa um conjunto de equações diferenciais de primeira ordem que são da forma:

$$\dot{\hat{x}}_i(t) = \lambda_i \cdot \hat{x}_i(t) + \sum_{k=1}^r b'_{ik} \cdot \Delta u_k(t) \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (3.64)$$

Esta equação pode ser colocada na forma matricial, conforme segue:

$$\begin{bmatrix} \dot{\hat{x}}_1 \\ \dot{\hat{x}}_2 \\ \dot{\hat{x}}_3 \\ \vdots \\ \dot{\hat{x}}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \lambda_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{x}_1 \\ \hat{x}_2 \\ \hat{x}_3 \\ \vdots \\ \hat{x}_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} b'_{11} & b'_{12} & \dots & b'_{1r} \\ b'_{21} & b'_{22} & \dots & b'_{2r} \\ b'_{31} & b'_{32} & \dots & b'_{3r} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ b'_{n1} & b'_{n2} & \dots & b'_{nr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta u_1 \\ \Delta u_2 \\ \vdots \\ \Delta u_r \end{bmatrix} \quad (3.65)$$

Se os elementos de qualquer uma das linhas da matriz B' (dimensão nxr) forem todos nulos, então a variável de estado correspondente não pode ser controlada por nenhum dos componentes Δu_i do vetor de entradas ou de controle. Portanto, uma definição alternativa de controlabilidade para um sistema com pólos distintos é:

“Um sistema é considerado ser completamente controlado se a matriz B' não tem linhas com todos os seus elementos iguais a zero”.

A condição de controlabilidade através do exame das linhas de B' se aplica a um sistema cuja matriz A pode ser diagonalizada. Entretanto, quando A têm pólos repetidos (o que não se verifica em sistemas de potência, em geral) e como conseqüência não pode ser diagonalizada, a matriz A pode ser colocada na forma canônica de Jordan devendo ser analisadas as condições pertinentes para a verificação da controlabilidade ou não do sistema.

- **Observabilidade**

Conforme mencionado anteriormente se todas as variáveis de estado estão presentes na saída do sistema, isto é, se todas as variáveis de estado contribuem para a formação da saída do sistema, o sistema é completamente observável. Será mostrado que a observabilidade não depende das entradas no sistema.

A equação dinâmica que representa a saída de um sistema é dada por:

$$\Delta y(t) = C \cdot \Delta x(t) + D \cdot \Delta u(t) \quad (3.66)$$

onde:

$\Delta y(t)$ = vetor de saídas (dimensão m x 1)

$\Delta x(t)$ = vetor de estado (dimensão n x 1)

$\Delta u(t)$ = vetor de entradas (dimensão $r \times 1$)

C = matriz de coeficientes de entrada (dimensão $m \times n$)

D = matriz que relaciona a proporção das entradas que aparecem diretamente nas saídas (dimensão $m \times r$)

Substituindo a equação (3.48) na equação (3.66), obtém-se:

$$\Delta y(t) = C \cdot \Phi(t-t_0) \Delta x(t_0) + C \cdot \int_{t_0}^t \Phi(t-\tau) B \Delta u(\tau) d\tau + D \cdot \Delta u(t) \quad (3.67)$$

Considerando que as matrizes A , B , C e D e $\Delta u(t)$ são conhecidas é aparente que a observabilidade de $\Delta x(t_0)$ depende do primeiro termo do lado direito da equação (3.67).

Pode ser demonstrado que o sistema é completamente observável se e somente se os n vetores coluna na matriz T são linearmente independentes.

$$T = \begin{bmatrix} C^T & A^T \cdot C^T & (A^T)^2 \cdot C^T & \dots & (A^T)^{n-1} \cdot C^T \end{bmatrix} \quad (3.68)$$

- **Definição alternativa de observabilidade**

Esta definição utiliza as variáveis transformadas conforme anteriormente definidas.

Seja a equação:

$$\Delta y(t) = C \cdot \Delta x(t) \quad (3.69)$$

Esta equação pode ser escrita como:

$$\Delta y(t) = C \cdot P \cdot P^{-1} \cdot \Delta x(t) \quad (3.70)$$

ou ainda como:

$$\Delta y(t) = C' \cdot \hat{x}(t) \quad (3.71)$$

onde:

$$C' = C \cdot P \quad (3.72)$$

$$\hat{x}(t) = P^{-1} \cdot \Delta x(t) \quad (3.73)$$

Como $\hat{x}(t) = e^{\Lambda t} \cdot \hat{x}(0)$ a equação (3.71) pode ser escrita como:

$$\Delta y(t) = C \cdot P \cdot \begin{bmatrix} e^{\lambda_1 t} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & e^{\lambda_2 t} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \cdot & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cdot & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cdot & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & e^{\lambda_n t} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \hat{x}_1(0) \\ \hat{x}_2(0) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ \hat{x}_n(0) \end{bmatrix} \quad (3.74)$$

Esta equação explicita a relação entre as saídas e os modos de oscilação.

O sistema é completamente observável se a matriz C' (dimensão $m \times n$) não tem colunas nulas. Se a j -ésima coluna de C' contém só elementos nulos ($j=1,2,\dots,n$) a variável de estado \hat{x}_j não aparecerá na equação de saída (3.74), isto é, não irá contribuir para a formação das saídas e não poderá ser determinada a partir de observações de $\Delta y(t)$. Por conseguinte, $\Delta x(0)$ que se relaciona com $\hat{x}(0)$ através da matriz P , não poderá ser determinado.

Como consequência, o modo de oscilação correspondente a esta variável de estado não será observado. Isto explica porque alguns modos pobremente amortecidos não são detectados quando se observa a resposta dinâmica de grandezas monitoradas. Convém notar, entretanto, que os estados correspondentes a colunas não zero de C' serão observáveis.

Portanto, uma definição alternativa de observabilidade para um sistema com pólos distintos é:

“Um sistema é considerado ser completamente observado se a matriz $C' = C \cdot P$ não possui colunas com todos os seus elementos iguais a zero”.

- **Relação entre controlabilidade, observabilidade e Funções de**

Transferência. Determinação dos resíduos de Funções de Transferência

Considerando as equações de estado em termos da variável transformada, já desenvolvidas anteriormente, pode-se escrever que:

$$\dot{\hat{x}}(t) = \Lambda \hat{x}(t) + B' \Delta u(t) \quad (3.75)$$

$$\Delta y(t) = C' \cdot \hat{x}(t) \quad (3.76)$$

onde:

$$\Lambda = P^{-1} \cdot A \cdot P = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \lambda_2 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_3 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & \lambda_n \end{bmatrix} \quad (3.77)$$

Aplicando a transformada de Laplace nessas equações e assumindo condições iniciais iguais a zero:

$$\hat{X}(s) = \frac{B' U(s)}{sI - \Lambda} \quad (3.78)$$

$$\Delta Y(s) = C' \hat{X}(s) \quad (3.79)$$

Substituindo a equação (3.78) na equação (3.79), a seguinte função de transferência é obtida:

$$T(s) = \frac{\Delta Y(s)}{\Delta U(s)} = \frac{C' B'}{sI - \Lambda} \quad (3.80)$$

Para uma entrada e uma saída a dimensão das matrizes C e B são 1xn e nx1, respectivamente. Como a matriz de estado é de ordem nxn, as matrizes dos pólos da função de transferência do sistema linearizado P e Q também serão de ordem nxn. Como consequência a matriz B' será de ordem nx1 e a matriz C' de ordem 1xn.

Considerando a matriz $C' = [f_1 \ f_2 \ \dots \ f_i \ \dots \ f_n]$ e a matriz

$$\frac{B'}{sI - \Lambda} = \begin{bmatrix} g_1 \\ g_2 \\ \vdots \\ g_i \\ \vdots \\ g_n \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{1}{s - \lambda_1} & & & & & \\ & \frac{1}{s - \lambda_2} & & & & \\ & & \ddots & & & \\ & & & \frac{1}{s - \lambda_i} & & \\ & & & & \ddots & \\ & & & & & \frac{1}{s - \lambda_n} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{g_1}{s - \lambda_1} \\ \frac{g_2}{s - \lambda_2} \\ \vdots \\ \frac{g_i}{s - \lambda_i} \\ \vdots \\ \frac{g_n}{s - \lambda_n} \end{bmatrix} \quad (3.81)$$

A função de transferência pode ser escrita como:

$$T(s) = \frac{\Delta Y(s)}{\Delta U(s)} = \sum_{i=1}^n \frac{R_i}{s - \lambda_i} = \frac{R_1}{s - \lambda_1} + \frac{R_2}{s - \lambda_2} + \dots + \frac{R_i}{s - \lambda_i} + \dots + \frac{R_n}{s - \lambda_n} \quad (3.82)$$

onde $R_i = C' \cdot B' = C \cdot P_i \cdot P_i^{-1} B = f_i \cdot g_i$ é o resíduo de T(s) para $s = \lambda_i$.

Como a dimensão de P_i é $n \times 1$ e a dimensão de P_i^{-1} é $1 \times n$, resulta que R_i é de dimensão 1×1 , isto sendo válido para $i = 1, 2, \dots, n$.

Para um sistema de ordem n , a sua função de transferência é:

$$T(s) = \frac{\Delta Y(s)}{\Delta U(s)} = \frac{K (s - a_1)(s - a_2) \cdots (s - a_m)}{(s - \lambda_1)(s - \lambda_2) \cdots (s - \lambda_n)} \quad (n > m) \quad (3.83)$$

- **Controlabilidade**

Para o sistema ser controlável todas as linhas de B' ($n \times 1$) devem ser diferente de zero, isto é, g_i deve ser diferente de zero para $i = 1, 2, \dots, n$. Se a função de transferência T(s) tem um ou mais pares de pólos e zeros iguais, ou seja, $a_i = \lambda_i$, então $R_i = 0$. Como $R_i = f_i \cdot g_i$ para isso, se $f_i \neq 0$, g_i deverá ser zero e a variável de estado $\hat{x}_i(t)$ não será controlável.

- **Observabilidade**

Para observabilidade $C'(1 \times n)$ não deve ter colunas iguais a zero, isto é, $f_i \neq 0$ no presente caso, para $i = 1, 2, \dots, n$. Entretanto, como:

$$f_i = \frac{R_i}{g_i} \quad (3.84)$$

Se a função de transferência $T(s)$ tem um ou mais par de pólos e zeros iguais ou seja, $a_i = \lambda_i$, $R_i = 0$. Portanto, se $g_i \neq 0$, f_i deverá ser zero e a variável de estado $\hat{x}_i(t)$ não será observável.

As considerações expostas conduzem a seguinte conclusão sobre a relação entre função de transferência e a controlabilidade e observabilidade de um sistema linear.

“Se a função de transferência de um sistema linear não tem cancelamento de pólos e zeros, o sistema será controlável e observável”.

3.4 - Determinação Dos Geradores Para A Instalação De Sinais Adicionais Estabilizantes Utilizando Resíduos De Funções De Transferência

O conhecimento dos resíduos de funções de transferência entre duas variáveis $U(s)$ e $Y(s)$, entre as quais se deseja colocar uma malha de realimentação estabilizante, permite determinar os geradores mais adequados para a colocação da malha estabilizante, considerando os pólos do sistema com pobre amortecimento ou com amortecimento negativo, assim como a determinação do ganho e da fase da função de transferência da malha estabilizante.

Os pólos λ_i da matriz de estado A de um sistema elétrico com diversas usinas geradoras, cada uma representada por uma ou mais máquinas equivalentes, em um total de n máquinas, fornecem informações a respeito da estabilidade do sistema para pequenas variações: em particular, as características dos $n-1$ modos de oscilação eletromecânicos (amortecimento ξ_h e frequência $\omega_{dh} = \omega_{nh} \sqrt{1 - \xi_h^2}$) podem ser obtidas dos pares correspondentes de pólos, escritos na forma:

$$\lambda_h, \lambda_h^* = -\xi_h \frac{\omega_{dh}}{\sqrt{1-\xi_h^2}} \pm j\omega_{dh}, \quad h=1, \dots, n-1 \quad (3.85)$$

A identificação dos pólos λ_h entre todos os λ_i pode ser efetuada por meio dos autovetores da matriz A olhando para aqueles cujos elementos têm uma amplitude relativamente grande correspondendo com as variáveis de estado eletromecânicas (ângulos e velocidades angulares). Muitas vezes, entretanto, os baixos valores dos amortecimentos para os modos correspondendo às oscilações eletromecânicas (especialmente para os modos críticos) são já suficientemente indicativos para esta identificação.

Com o objetivo de promover o aumento do amortecimento dos modos eletromecânicos, o primeiro passo é verificar se existem modos eletromecânicos com amortecimento negativo ou, em qualquer caso, amortecimento insuficiente (i.e., $\xi < 0,03$). Uma melhoria efetiva pode ser obtida pela introdução de sinais adicionais de realimentação local adequadamente escolhidos, derivados, por exemplo, da velocidade do gerador ou da frequência e aplicados ao controle da excitação dos geradores.

Duas questões fundamentais para o processo de estabilização global dos modos eletromecânicos dizem respeito à indicação dos geradores nos quais a estabilização suplementar deve ser necessariamente aplicada e à estrutura da função de transferência de realimentação dos sinais adicionais.

O objetivo da estabilização é deslocar os pólos correspondendo aos modos críticos de modo a promover algum aumento no amortecimento. Um pequeno deslocamento é usualmente aceitável (um valor de $\Delta\xi$ de 0,10 já é satisfatório), especialmente se o ganho da função de transferência de realimentação adicional anteriormente referida for fixado em valor o menor possível, mas com efetividade de aumento de amortecimento. A minimização do ganho referido visa evitar perturbações excessivas na regulação de tensão, assim como a instabilização de outras malhas de controle não diretamente envolvidas com o comportamento dos modos eletromecânicos. O tratamento matemático para apoio ao processo de estabilização pode utilizar a técnica de análise para pequenos deslocamentos dos pólos por meio de realimentação adicional.

Considere, como indicado na Figura 7 a seguir, que $G(s) = \sum_{i=1}^n \frac{R_i}{s - \lambda_i}$ representa a função de transferência relacionando duas quantidades $U(s)$ (j-ésimo “input”) e $Y(s)$ (k-ésimo “output”) entre as quais se deseja fechar uma realimentação expressa pela função $H(s) = \varepsilon h(s)$ (ε sendo um pequeno ganho escalar). Assuma ainda que todos os zeros e pólos de $G(s)$ e $H(s)$ são distintos e que um pólo qualquer de $G(s)$ é indicado por λ_i e o seu correspondente resíduo por R_i . É possível mostrar, com base nas propriedades da derivada inicial do lugar das raízes e para pequenos valores de ε , que o fechamento da realimentação causará um deslocamento no pólo λ_i de $G(s)$ que pode ser expresso por:

$$\Delta\lambda_i = R_i H(\lambda_i) \quad (3.86)$$

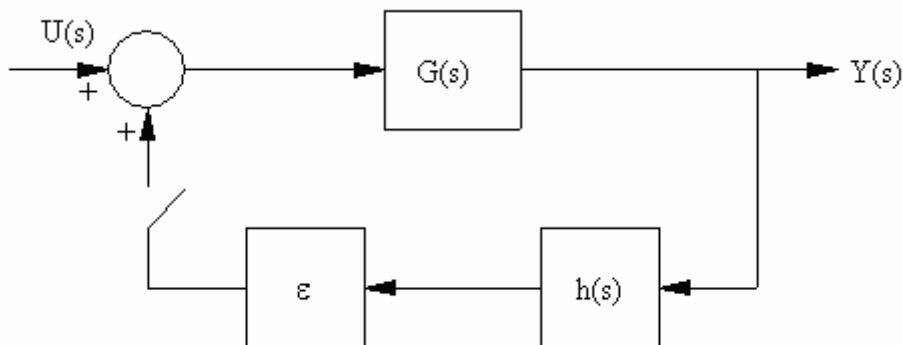


Figura 7 – Função de transferência de malha aberta com realimentação incremental estabilizante

Os resíduos são calculados sem considerar o fechamento da realimentação e antecipam o movimento do pólo na direção de seu acréscimo indicado na expressão (3.86) após a aplicação de tal realimentação. Esta propriedade pode ser estendida a todos os pólos λ_h associados as oscilações eletromecânicas com amortecimento reduzido ou negativo. Os pólos λ_i de $G(s)$ são os próprios pólos da função de transferência do sistema linearizado.

Considerando apenas os modos eletromecânicos λ_h com baixo amortecimento de $G(s)$, podemos então escrever, para um deles (ver Figura 8):

$$\lambda_h = \alpha_h + j\omega_h = \lambda_{ho} + \Delta\lambda_h = \alpha_{ho} + j\omega_{ho} + \Delta\alpha_h + j\Delta\omega_h \quad (3.87)$$

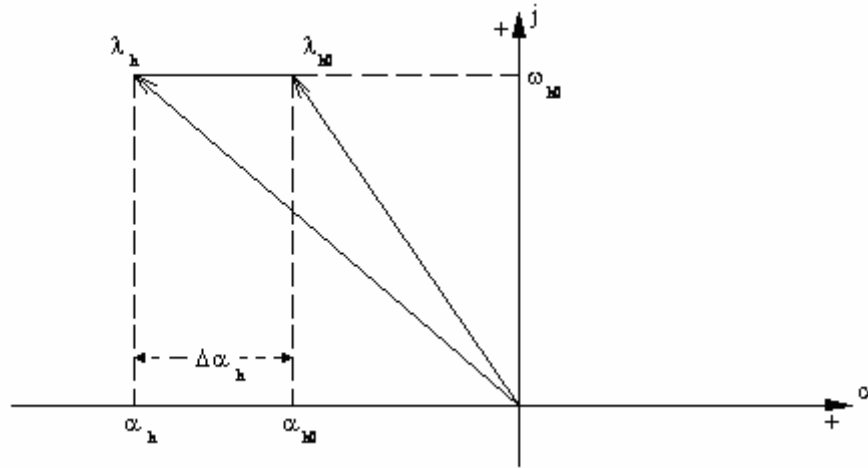


Figura 8 - Movimento ideal de um modo eletromecânico com aumento apenas do amortecimento

A expressão (3.87) considera apenas um pequeno movimento $\Delta\lambda_h$ do pólo e amortecimento inicial reduzido ou negativo, como ocorre com os modos oscilatórios pouco amortecidos ou não amortecidos. Para obtenção de aumento no amortecimento, sem alteração na frequência de oscilação ω_h , a aplicação da estabilização suplementar deverá, então, resultar em:

$$\Delta\omega_h \cong 0, \quad \Delta\lambda_h \cong \Delta\alpha_h \quad (3.88)$$

$$\zeta_h = \frac{-\alpha_h}{\omega_{hm}} \cong \frac{-\alpha_h}{\omega_h}, \quad \Delta\alpha_h \cong -\omega_h \cdot \Delta\zeta_h \quad (3.89)$$

onde ζ_h é a relação de amortecimento do h-ésimo modo eletromecânico, conforme definido em (3.46).

Substituindo (3.89) em (3.88), podemos concluir:

$$|\Delta\lambda_h| \cong \omega_h \cdot \Delta\xi_h \quad e \quad \angle(\Delta\lambda_h) = 180^\circ \quad (3.90)$$

Processando as amplitudes e fases das grandezas indicadas em (3.86) correspondentes aos modos eletromecânicos com amortecimento inicial reduzido ou negativo, tem-se:

$$|\Delta\lambda_h| \cong |R_h| \cdot |H(j\omega_h)| \quad e \quad \angle(\Delta\lambda_h) = \angle R_h + \angle H(j\omega_h) \quad (3.91)$$

Considerando a igualdades das expressões indicadas em (3.90) e (3.91), resulta:

$$|H(\lambda_h)| \cong |H(j\omega_h)| \cong \frac{\omega_h}{|R_h|} \cdot \Delta\xi_h \quad (3.92)$$

$$\angle H(j\omega_h) = 180^\circ - \angle R_h \quad (3.93)$$

$|H(j\omega_h)|$ é o ganho da função de transferência de realimentação no domínio da freqüência.

As expressões (3.92) e (3.93) acima podem ser utilizadas como apoio para o projeto da função de transferência de realimentação derivada de uma quantidade de entrada estritamente associada às oscilações angulares (velocidade, potência elétrica) e cujo sinal de saída é inserido no controle de excitação de determinados geradores. Por exemplo, assumindo que a quantidade de entrada acima referida para o k-ésimo gerador é a sua velocidade angular e a quantidade de saída é a tensão aplicada na referência do seu regulador de tensão, se o resíduo R_h^k é conhecido, é possível, com base nas expressões (3.92) e (3.93), escolher os geradores onde a adição de realimentação é mais efetiva e definir a amplitude e fase da função de transferência correspondente, para se obter um dado aumento no amortecimento (ou avaliar este aumento para um dado ganho da realimentação adicional).

Supondo que (3.93) é satisfeita para cada situação, a equação (3.92) permite definir as sensibilidades dos amortecimentos γ_h^k em relação aos ganhos no domínio da freqüência $|H_k(j\omega_h)|$ para as realimentações locais aplicadas aos sistemas de excitação de cada um dos k-ésimos geradores. Assim, para cada máquina equivalente

$k = 1, 2, \dots, n$ representada no sistema elétrico interligado e para cada modo eletromecânico de oscilação $h = 1, 2, \dots, n - 1$, podemos escrever:

$$\gamma_h^k = \frac{\Delta \xi_h^k}{|H_k(j\omega_h)|} = \frac{|R_h^k|}{\omega_h} \quad (3.94)$$

Como os valores de $|R_h^k|$ são proporcionais às amplitudes das oscilações, os geradores mais eficazes para a instalação de amortecimento são aqueles que apresentam os maiores valores para os resíduos, para o mesmo valor do degrau ΔV_{rk} aplicado na referência do regulador de tensão.

- Influência dos zeros da função de transferência na seleção das malhas de estabilização
As magnitudes dos resíduos determinadas para diversas funções de transferência para o pólo menos amortecido ou com amortecimento negativo fornecem uma importante lista de priorização para o fechamento das malhas de estabilização dos equipamentos dinâmicos de um sistema. Entretanto, pode acontecer que ao se fechar uma determinada malha estabilizadora não se consiga um efeito estabilizante conforme esperado. Isto se deve à localização dos zeros da função de transferência desta malha no plano complexo.

Da teoria do lugar das raízes tem-se que os pólos da função de transferência de malha fechada se aproximam dos zeros da função de transferência de malha aberta $G(s).H(s)$ ao longo de assíntotas, quando o ganho da malha de realimentação é aumentado desde zero até o infinito. A existência de zeros muito próximos ao pólo que se deseja amortecer pode atrair o pólo, evitando o seu deslocamento desejado e como consequência impedindo que se estabilize esse modo de oscilação por meio do fechamento da malha de estabilização de um determinado equipamento dinâmico, se fazendo, então necessária a escolha de outro equipamento dinâmico para o fechamento da malha estabilizadora de modo a se tentar amortecer o modo de oscilação em análise, podendo acontecer que o desejado amortecimento desse modo de oscilação somente seja conseguido com o fechamento de mais de uma malha estabilizadora.

- “Mode Shape”

Nos itens anteriores a solução e a resposta do sistema foi analisada em termos dos vetores de estado Δx e \hat{x} , que são relacionados pela matriz dos autovetores à direita P da matriz A , por:

$$\Delta x(t) = P \hat{x}(t) \quad (3.95)$$

Por sua vez,

$$\hat{x}(t) = c e^{\lambda t} \quad (3.96)$$

A matriz P é formada pelos autovetores de A , isto é, se P_i ($i=1, 2, \dots, n$) é o autovetor associado com o pólo λ_i , então:

$$P = [P_1 \quad P_2 \quad \dots \quad P_i \quad \dots \quad P_n] \quad (3.97)$$

Considerando as equações (3.95), (3.96) e (3.97), obtém-se:

$$\begin{bmatrix} \Delta x_1(t) \\ \Delta x_2(t) \\ \vdots \\ \Delta x_i(t) \\ \vdots \\ \Delta x_k(t) \\ \vdots \\ \Delta x_n(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} p_{11} & p_{12} & \dots & p_{1i} & \dots & p_{1k} & \dots & p_{1n} \\ p_{21} & p_{22} & \dots & p_{2i} & \dots & p_{2k} & \dots & p_{2n} \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots \\ p_{i1} & p_{i2} & \dots & p_{ii} & \dots & p_{ik} & \dots & p_{in} \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots \\ p_{k1} & p_{k2} & \dots & p_{ki} & \dots & p_{kk} & \dots & p_{kn} \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots \\ p_{n1} & p_{n2} & \dots & p_{ni} & \dots & p_{nk} & \dots & p_{nn} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} c_1 e^{\lambda_1 t} \\ c_2 e^{\lambda_2 t} \\ \vdots \\ c_i e^{\lambda_i t} \\ \vdots \\ c_k e^{\lambda_k t} \\ \vdots \\ c_n e^{\lambda_n t} \end{bmatrix} \quad (3.98)$$

Nota-se que um determinado modo de oscilação $c_i e^{\lambda_i t}$ correspondente ao pólo λ_i irá influenciar a resposta de cada uma das variáveis de estado, sendo sua influência ponderada pelos elementos do autovetor P_i . Esta ponderação define a forma como um dado modo (pólo λ_i) faz parte da resposta de cada uma das variáveis de estado, sendo denominado de “mode shape”. Assim, pode-se dizer que o grau de atividade da variável de estado $\Delta x_k(t)$ no i -ésimo modo de oscilação (pólo) é dado pelo elemento p_{ki} do autovetor P_i .

As magnitudes dos elementos de P_i dão a extensão da participação das n variáveis de estado no modo (pólo) i e o ângulo dos elementos dão o deslocamento de fase das variáveis de estado com relação ao modo i . Considerando a variável de estado $\Delta x_k(t)$, a sua participação no i -ésimo modo de oscilação será:

$$\Delta x_k(t) = p_{ki} \hat{x}_i(t) = |p_{ki}| \angle p_{ki} c_i e^{\lambda_i t} = |p_{ki}| \angle p_{ki} \hat{x}_i(0) e^{\lambda_i t} \quad (3.99)$$

O “mode shape” pode ser entendido como uma visualização da amplitude e da fase de um mesmo tipo de variável (por exemplo, velocidade angular, tensão, ângulo de potência, etc.), através do sistema de transmissão, para um determinado modo de oscilação correspondente ao pólo menos amortecido ou com amortecimento negativo. Portanto, quando se estuda os desvios de velocidade angular ($\Delta\omega$) de todos os geradores e especificamente concentramos a atenção no comportamento de um determinado modo de oscilação, ter-se-á o que se denomina de mode shape de velocidades. Este mode shape pode ser visualizado em forma de gráfico onde se representa as componentes do autovetor P_i associado a um determinado modo de oscilação e a uma determinada variável de saída, sendo possível visualizar a interação entre geradores a partir deste gráfico, tornando-o muito útil na classificação dos modos de oscilação em modos locais ou interáreas, por exemplo.

- **Sensibilidade dos pólos**

Seja a equação:

$$(\lambda_i \cdot I - A) P_i = 0 \quad (3.100)$$

Esta equação pode ser escrita como:

$$A P_i = \lambda_i P_i \quad (3.101)$$

Diferenciando com relação ao elemento a_{kj} , pertencente a k -ésima linha e a j -ésima coluna da matriz A , tem-se:

$$\frac{\partial A}{\partial a_{kj}} P_i + A \frac{\partial P_i}{\partial a_{kj}} = \frac{\partial \lambda_i}{\partial a_{kj}} P_i + \lambda_i \frac{\partial P_i}{\partial a_{kj}} \quad (3.102)$$

Pré-multiplicando a equação (3.102) por Q_i e notando que $Q_i \cdot P_i = 1$ e $Q_i(A - \lambda_i I) = 0$, vem:

$$\frac{\partial \lambda_i}{\partial a_{kj}} = Q_i \frac{\partial A}{\partial a_{kj}} P_i \quad (3.103)$$

Como todos os elementos de $\partial A / \partial a_{kj}$ são zeros, exceto pelo elemento na k -ésima linha e na j -ésima coluna, o qual é igual a 1, tem-se:

$$\frac{\partial \lambda_i}{\partial a_{kj}} = q_{ik} \cdot p_{ji} \quad (3.104)$$

Assim, a sensibilidade do pólo λ_i ao elemento a_{kj} da matriz de estado é igual ao produto do elemento q_{ik} do autovetor à esquerda Q_i e do elemento p_{ji} do autovetor à direita P_i .

- **Fatores de Participação**

Considerando que $\hat{x}(t) = P^{-1} \Delta x(t)$, onde:

$$P^{-1} = Q = [Q_1^T \quad Q_2^T \quad \dots \quad Q_i^T \quad \dots \quad Q_k^T \quad \dots \quad Q_n^T]^T \quad (3.105)$$

sendo

$$Q_i = [q_{i1} \quad q_{i2} \quad \dots \quad q_{ii} \quad \dots \quad q_{ik} \quad \dots \quad q_{in}] \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (3.106)$$

O Autovetor Q_i identifica que combinação das variáveis de estado originais aparecem no i -ésimo modo de oscilação. Assim, enquanto o k -ésimo elemento (p_{ki}) do autovetor P mede a atividade da variável $x_k(t)$ no i -ésimo modo de oscilação, o k -ésimo elemento (q_{ik}) do autovetor Q_i pondera a contribuição da variável $x_k(t)$ no i -ésimo modo de oscilação.

Portanto, o produto desses elementos ($mp_{ki} = p_{ki} \cdot q_{ik}$), denominado de fator de participação fornece a participação resultante da variável de estado original $x_k(t)$ no i -

ésimo modo de oscilação correspondente ao i -ésimo pólo. Como P e Q são matrizes de autovetores resulta que a combinação de seus elementos é uma matriz denominada matriz de participação e tem a vantagem de que seus elementos são adimensionais, isto é, não dependem das unidades das variáveis de estado, como ocorre quando os autovetores P e Q são usados individualmente para identificar a relação entre as variáveis de estado e os modos de oscilação.

A matriz de participação pode ser expressa por:

$$MP = [MP_1 \quad MP_2 \quad \dots \quad MP_i \quad \dots \quad MP_k \quad \dots \quad MP_n] \quad (3.107)$$

sendo:

$$MP_i = \begin{bmatrix} mp_{1i} \\ mp_{2i} \\ \vdots \\ mp_{ii} \\ \vdots \\ mp_{ki} \\ \vdots \\ mp_{ni} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} p_{1i} & q_{i1} \\ p_{2i} & q_{i2} \\ \vdots & \vdots \\ p_{ii} & q_{ii} \\ \vdots & \vdots \\ p_{ki} & q_{ik} \\ \vdots & \vdots \\ p_{ni} & q_{in} \end{bmatrix} \quad (3.108)$$

4. PROPOSIÇÃO DE METODOLOGIA DE AJUSTE DE PSS

4.1 - CARACTERÍSTICAS DO SISTEMA TESTE

O sistema teste utilizado para a validação do ajuste de estabilizadores de sistema de potência, possui 7 (sete) máquinas síncronas e 33 barras. O seu diagrama unifilar encontra-se no anexo B, figura B1.

Este sistema teste foi proposto na referência [28] e todo o material para uso didático encontra-se disponível gratuitamente em <http://www.sistemas-teste.com.br>.

Este sistema foi elaborado a partir de dados extraídos da malha de 500 kV da região Sul do Brasil, acoplado com um trecho em 230 kV, formando um anel. A escolha deste sistema se deve às suas características topológicas de um arranjo todo malhado que interliga as usinas da região, formando um sistema de transmissão robusto.

No sistema teste proposto, a tensão nominal de operação é igual a tensão base do sistema, correspondendo sempre a 500kV, sem qualquer conversão de base. Os dados deste sistema encontram-se no apêndice B.

Nesse sistema teste, todas as unidades geradoras são passíveis de terem estabilizadores. O sinal estabilizador de realimentação do regulador de tensão estabilizador foi escolhido como sendo o sinal de velocidade do eixo do gerador. Vale salientar que não existe impedimento para a utilização de outros sinais de realimentação. Como pode ser verificado no apêndice A, as cargas ativas e reativas foram representadas por modelos de impedância constante.

Utilizamos para todas as simulações, a ferramenta computacional [24, 33] denominada PSAT (Power System Analysis Toolbox), que foi utilizada para estabelecimento e execução dos casos de simulação de regime permanente (pólos da função de transferência do sistema linearizado) e de regime transitório dinâmico, visando dar subsídio tanto ao procedimento de busca da solução final associada ao conjunto de dados disponíveis e restrições estabelecidas e, ainda, para avaliação de desempenho do sistema com os ajustes determinados.

O modelo de máquina utilizado é o modelo V.2 do PSAT, cuja modelagem encontra-se no Apêndice A.

Por questões de simplificação, os dados dos RAT não seguiram a mesma representação descrita em [28]. Foi utilizado nesta dissertação o RAT tipo III do PSAT, muito utilizado nos estudos de estabilidade, cuja descrição encontra-se no apêndice A.

Quanto aos PSS, foi utilizado o modelo tipo II do PSAT, que corresponde as características de um PSS clássico, contendo um bloco wash-out, um ganho K_w e dois blocos avanço-atraso. Na presente dissertação, o procedimento de ajuste dos PSS considera os dois blocos avanço-atraso idênticos.

4.2 - CRITÉRIO DE AJUSTE DOS PSS UTILIZADO

Com relação à seleção da relação de amortecimento para o sistema são apresentadas as seguintes considerações:

Supondo que em um tempo $T_s = 5T$ as oscilações estão praticamente amortecidas, onde $T = \frac{1}{\xi\omega_n}$ é a constante de tempo do decaimento (exponencial) da amplitude das oscilações, pode-se associar a relação de amortecimento (ξ) com o número de ciclos (N) para o desaparecimento das oscilações no sistema, através da expressão: $\xi = \frac{5}{2\pi N}$.

Pode-se também associar a relação de amortecimento com um percentual de sobre-sinal (“Percent Overshoot – P.O.”) da oscilação, para uma resposta a um degrau, por meio da expressão:

$$P.O. = 100e^{\left(\frac{-\xi\pi}{\sqrt{1-\xi^2}}\right)}$$

Estas relações, para alguns valores de ξ , são apresentadas na Tabela abaixo:

Tabela 1 - Relação entre o número de ciclos para o amortecimento das oscilações (N), a relação de amortecimento (ξ) e o percentual de sobre-sinal

N° de ciclos (N)	ξ (%)	P.O. (%)
1	80	1,50
2	40	25,38
3	27	41,43
4	20	52,66
5	16	60,09
6	13	66,23

Embora estas relações sejam estritamente verdadeiras para um sistema de segunda ordem, as mesmas podem ser aplicadas, aproximadamente, para análise da resposta dinâmica de um sistema de ordem superior desde que suas raízes dominantes

possam ser relacionadas com as de um sistema de segunda ordem, ou seja, quando a sua parte real for inferior a cerca de 1/10 da parte real das demais raízes.

Entretanto, se o sistema de ordem superior possui zeros finitos localizados próximos ao pólos dominantes, a resposta dinâmica do sistema será afetada pela presença dos zeros finitos. Não obstante, esta aproximação é extremamente útil, e quando aplicada com cautela, possibilita utilizar os resultados da análise de um sistema de segunda ordem em um sistema de ordem superior com considerável segurança.

Pela análise da tabela acima se pode, em principio concluir que uma elevada relação de amortecimento é desejável, devendo para a determinação do ganho considerar-se a condição em que se tem o máximo amortecimento do modo eletromecânico, tomando o cuidado de considerar o comportamento do modo da excitatriz. Entretanto, o ajuste para a condição de máximo amortecimento pode resultar em uma redução na frequência não amortecida do sistema, o que implicará na redução do conjugado sincronizante, tornando o sistema mais propenso a apresentar problemas de estabilidade transitória.

Iremos considerar na presente dissertação dois ajustes de PSS:

1) O primeiro ajuste visa à alocação de todos os modos eletromecânicos dentro da faixa de fator de amortecimento entre 35% e 45% (centrados em $\xi = 40\%$), tendo o cuidado de alocar o menor fator de amortecimento dos modos da excitatriz acima de 15%.

O objetivo deste ajuste é a alocação dos modos eletromecânicos em $\xi = 40\%$, com uma tolerância de $\pm 5\%$;

2) O segundo ajuste visa alocar os modos eletromecânicos dentro da faixa de fator de amortecimento entre 35% e 45% (centrados em $\xi = 40\%$), conforme o ajuste anterior, porém alocando também os modos das excitatrices dentro da faixa entre 15% e 25% (centrados em $\xi = 20\%$).

O objetivo deste ajuste é a alocação dos modos eletromecânicos em $\xi = 40\%$, com uma tolerância de $\pm 5\%$ e os modos de excitatriz em $\xi = 20\%$, com uma tolerância de $\pm 5\%$.

Para que os ajustes dos PSS fossem feitos de forma simultânea utilizamos uma técnica matemática heurística para a solução do problema. Para isto, foi selecionada uma ferramenta com característica robusta para execução dos ajustes referidos, e de forma simultânea, em todos os estabilizadores presentes no sistema de potência em estudo. Estamos nos referindo à técnica denominada Algoritmos Genéticos.

4.3 - APLICAÇÃO DO AG

Consideramos inicialmente que as 7 (sete) máquinas geradoras pertencentes ao sistema teste não têm PSS, então diante disso tivemos que considerar uma estimativa inicial para o intervalo no qual está contido o ganho (K_w) dos PSS.

Escolhemos o intervalo mostrado a seguir:

$$1 \leq K_w \leq 50$$

Obs.: A faixa um pouco menor de K_w se deve ao fato, de valores elevados poderem instabilizar os modos intra-planta oscilatórios.

Para o parâmetro α , correspondente a (T_1/T_2) e está relacionado à compensação de fase de cada bloco avanço-atraso, foi considerado o seguinte intervalo:

$$0,1 \leq \frac{T_1}{T_2} \leq 10$$

Conforme dito anteriormente, foi considerado um compensador com dois blocos avanço-atraso, idênticos.

Daí temos:

$$T_1 = T_3 \text{ e } T_2 = T_4$$

Os limites da constante de tempo T_2 foram assim definidos:

$$0 < T_2 < 1$$

No presente trabalho, não se considerou a frequência como um parâmetro a ser calculado pelo AG, mas resultados fora da faixa compreendida entre 0,2 e 2 Hz (espectro eletromecânico) foram descartados pelo AG, diante dessa restrição imposta no algoritmo desenvolvido para calcular a função aptidão (fitness).

Na função de aptidão (fitness), para o critério visando à colocação dos modos eletromecânicos situados na faixa de amortecimento compreendida entre 35% e 45%, a função aptidão crescia, à medida que os amortecimentos dos modos eletromecânicos, calculados pelo AG, a cada iteração, chegassem o mais próximo possível do limite pré-estabelecido.

A função objetivo conduziu a um resultado satisfatório.

No critério visando a colocação dos modos eletromecânicos na faixa de amortecimento compreendida entre 35% e 45% e o fator de amortecimento dos modos

de excitatriz entre 15% e 25%, a função aptidão (fitness), nesse caso contou com duas parcelas, a primeira idêntica ao caso anterior e a segunda com as mesmas características da primeira, porém buscando alocar os modos das excitatrizes na faixa entre 15% e 25% de amortecimento.

A técnica de seleção usada no AG foi a do torneio, com a finalidade de minimizar a pressão seletiva exercida pelo indivíduo de mais alta aptidão no início do processo.

A pressão seletiva pode ser controlada pelo número de indivíduos no torneio, pois a mesma é diretamente proporcional número de indivíduos. Quanto menor o número de indivíduos no torneio, menor a pressão seletiva.

O critério de parada do AG é aquele mais divulgado na literatura. O processamento termina quando o número máximo de gerações especificado é alcançado.

Em ambos os ajustes, os parâmetros do AG foram assim considerados:

- Representação binária das variáveis no cromossomo;
- 100 indivíduos na população;
- 200 gerações;
- 16 bits para representar o cromossomo;
- Tamanho do cromossomo: 336 bits;
- Taxa de cruzamento de 0,9 (probabilidade de ocorrer ou não o cruzamento);
- Taxa de mutação: 0,01
- Critério de parada: número de gerações alcançado
- Número de variáveis no cromossomo: 21

A estrutura do cromossomo foi assim definida:

$[K_{w1} \alpha_1 T_{21} K_{w2} \alpha_2 T_{22} K_{w3} \alpha_3 T_{23} K_{w4} \alpha_4 T_{24} K_{w5} \alpha_5 T_{25} K_{w6} \alpha_6 T_{26} K_{w7} \alpha_7 T_{27}]$;

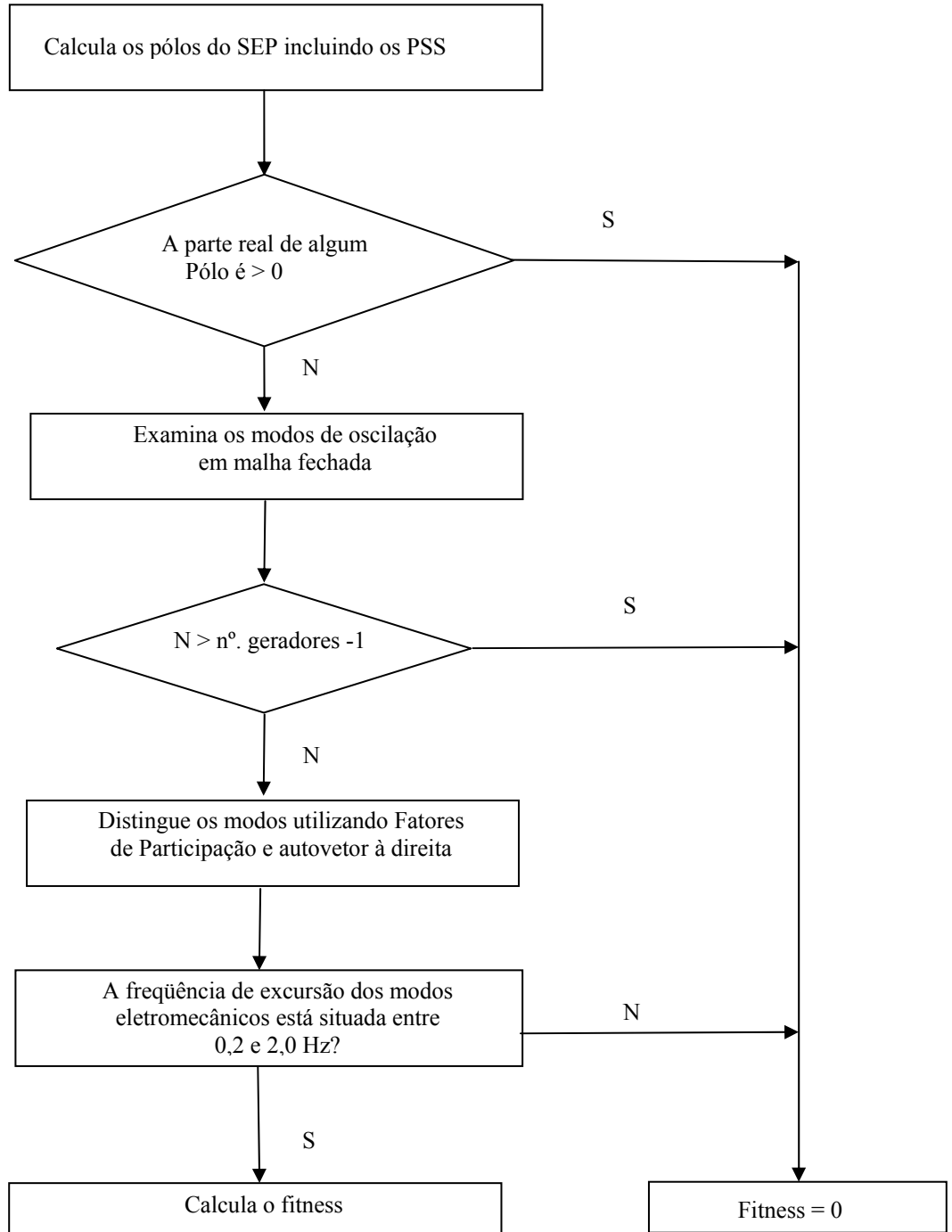
Onde:

K_{wi} - ganho K_w do PSS do gerador $i (i = 1, 2, \dots, 7)$;

α_i - parâmetro α do PSS do gerador $i (i = 1, 2, \dots, 7)$;

T_{2i} - constante de tempo T_2 do PSS do gerador $i (i = 1, 2, \dots, 7)$.

4.4 - FLUXOGRAMA DO CALCULO DA FUNÇÃO FITNESS



Obs.: N é o número de modos eletromecânicos

O capítulo 5, a seguir, apresenta os resultados e análise das simulações efetuadas.

5. RESULTADOS E ANÁLISE DAS SIMULAÇÕES

Neste capítulo apresentamos os resultados das simulações antes e a após a definição dos ganhos e constantes de tempo dos modelos padrões utilizados para representação dos sinais adicionais estabilizantes (com e sem PSS), junto com resultados de avaliação dos pólos do modelo dinâmico linearizado do sistema (com e sem PSS). A análise dos resultados obtidos é feita ao longo do texto.

5.1 - SISTEMA SEM PSS E COM GANHOS DOS RAT REDUZIDOS A 1/3

Neste primeiro caso, os PSS foram desligados e os ganhos de malha aberta utilizados na representação dos sistemas de excitação foram reduzidos para 1/3 dos valores apresentados no apêndice B. O objetivo foi verificar o efeito sobre os modos oscilatórios, em especial os modos eletromecânicos. O resultado da avaliação dos pólos dos modos oscilatórios aparece na Tabela 2, a seguir.

Os modos eletromecânicos normalmente são os de menor frequência e estão indicados por (*), mas a sua característica mais marcante é a apresentação de baixo amortecimento, como pode ser observado na própria Tabela 2. Na verdade, estes modos (em número de 6 (seis)) foram identificados a partir de análise dos autovetores e fatores de participação. Os demais sete modos indicados na tabela são os chamados modos de excitatriz e podem apresentar frequência mais elevada ou até da ordem de grandeza dos modos eletromecânicos, mas se caracterizam, normalmente, por apresentarem maior amortecimento.

Tabela 2 - Pólos dos Modos Oscilatórios – ganho dos RAT reduzidos 1/3

Pólos (λ)	Freqüência (Hz)	Amortecimento (%)
-2,4670 ± 9,8831i (*)	1,57	24,2
-2,3034 ± 9,9381i (*)	1,58	22,6
-1,8032 ± 9,3825i (*)	1,49	18,9
-0,5366 ± 7,7647i (*)	1,24	6,9
-1,3324 ± 8,1647i (*)	1,30	16,1
-0,8563 ± 6,7317i (*)	1,07	12,6
-58,3916 ± 1,2509i	0,2	99,9
-10,2581 ± 8,5487i	1,36	76,8
-6,9242 ± 10,5116i	1,67	55,0
-9,2479 ± 7,4457i	1,19	77,9
-8,6912 ± 6,6554i	1,06	79,4
-7,9369 ± 7,1720i	1,14	74,2
-4,5165 ± 5,7559i	0,92	61,7

(*) Modos Eletromecânicos

A Figura 9 apresenta o posicionamento destes modos oscilatórios no plano complexo. Os 6 (seis) modos eletromecânicos podem ser vistos relativamente mais próximos do eixo imaginário do que os modos de excitatriz, em razão de seus menores fatores de amortecimento relativo ξ . A reta tracejada quase vertical passa pelo pólo eletromecânico de menor amortecimento, dado por $\xi = 0,069 = 6,9\%$.

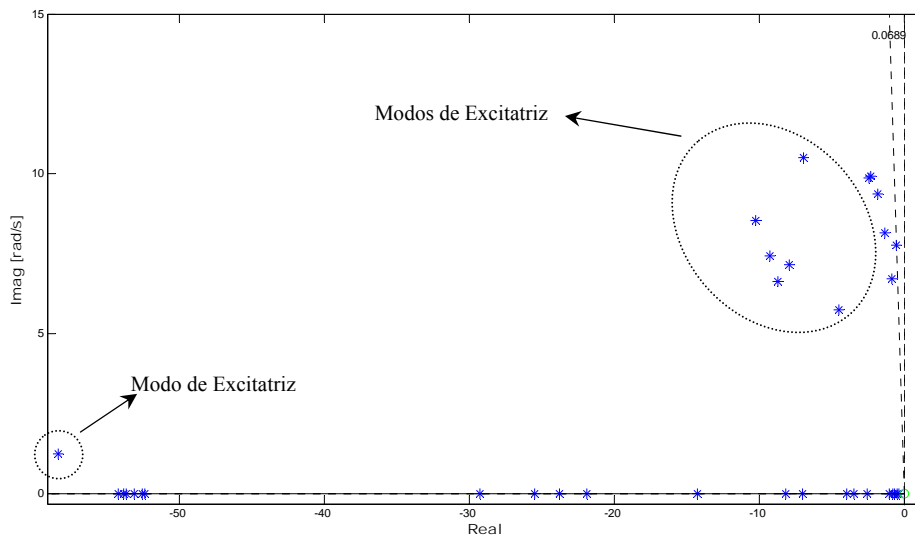
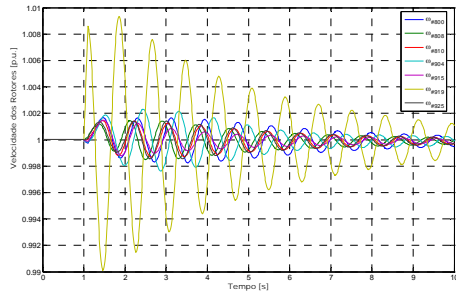


Figura 9– Pólos – apenas RAT e ganhos reduzidos a 1/3

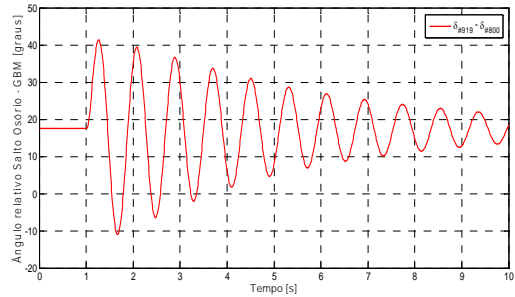
Os modos de excitatriz podem também ser visualizados na Figura 9, 6 (seis) deles ao lado dos modos eletromecânicos, um pouco mais afastados em relação ao eixo imaginário. O outro aparece muito afastado (parte real mais elevada) e frequência (parte imaginária) bem menor que todos os outros.

A seguir apresentamos resultados de simulação para 4 (quatro) diferentes contingências (eventos), indicando velocidade de rotor, ângulo relativo à usina de G.B.Munhoz, tensão de campo dos geradores e tensão terminal dos mesmos.

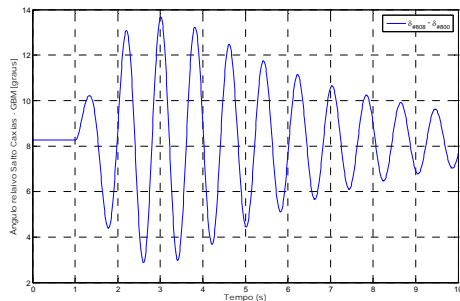
Primeiro evento: Curto-circuito trifásico na barra # 919 – Salto Osório 13,8 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. A Figura 10 se refere a este primeiro evento. Pequena impedância de falta.



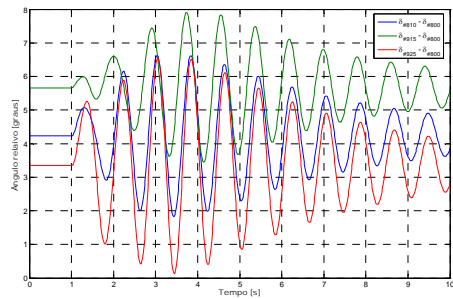
(a) Velocidade dos Rotores



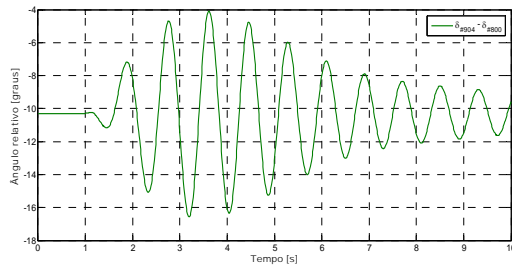
(b) Ângulo relativo – Salto Osório – G. B. Munhoz



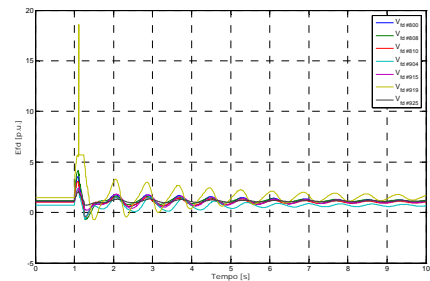
(c) Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



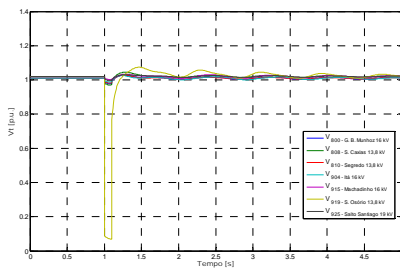
(d) Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925.



(e) Ângulo do Gerador # 904 - Itá



(f) E_{fd} de Todos os geradores



(g) Tensão terminal (V_t) de Todos os geradores

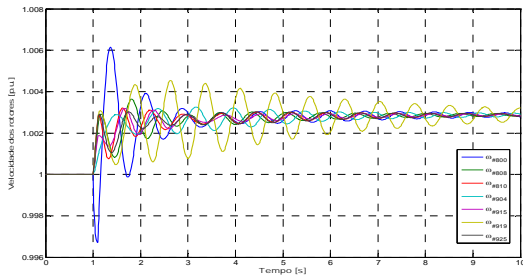
Figura 10 – Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 919

A Figura 10-(a) mostra as velocidades de rotor de todos os 7 (sete) geradores equivalentes representados no sistema teste, versão modificada do sistema SUL. As velocidades estão indicadas no referencial síncrono. As variações de velocidade são inferiores a 1% durante as oscilações, podendo ser visto o gerador de Salto Osório, com o menor de todos os amortecimentos, confirmando o valor de $\xi = 0,069 = 6,9\%$ indicado na quarta linha da Tabela 2. Apesar do comportamento bem oscilatório, o sistema se mostra transitoriamente estável frente ao curto especificado nos terminais da Usina de Salto Osório.

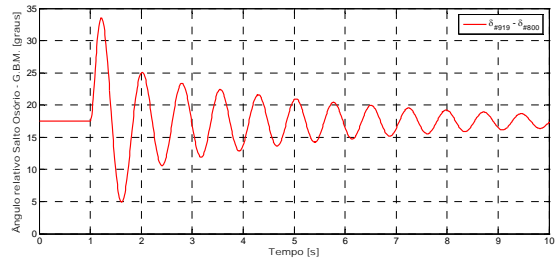
As Figuras 10-(b) a 10-(e) apresentam as excursões angulares de rotor de todas as máquinas no referencial de G.B.Munhoz. A amplitude bem maior das oscilações angulares de Salto Osório verificadas na Figura 10-(b) serve como confirmação do baixo amortecimento relativo do modo eletromecânico associado a esta usina geradora.

A Figura 10-(f) apresenta as variações ao longo do tempo das tensões de campo E_{fd} aplicadas aos enrolamentos de campo de todos geradores por suas excitatrizes, cujos ganhos foram reduzidos a 1/3. Além das oscilações de frequência 1,24 Hz e amortecimento $\xi = 6,9\%$ presentes nas variações de E_{fd} de Salto Osório, observamos um pico inicial nesta grandeza associado à aplicação do curto nos terminais desta usina, como resultado da tentativa do sistema de excitação manter a tensão terminal logo após o defeito. A tensão de campo alcança seu valor máximo igual a 5,7 p.u. (ceiling voltage). Já a Figura 10-(g) mostra o comportamento das tensões terminais de todos os geradores do sistema elétrico, com a tensão terminal de Salto Osório alcançando valor praticamente zero. As tensões recuperam praticamente os seus valores pré-falta.

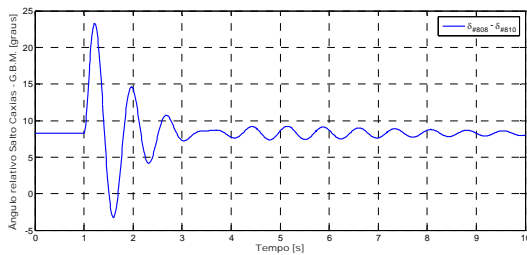
Segundo evento: Curto-circuito trifásico na barra # 800 – G. B. Munhoz 16 kV.
 Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



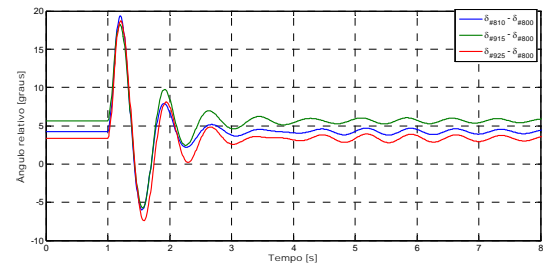
(a) Velocidade dos Rotores



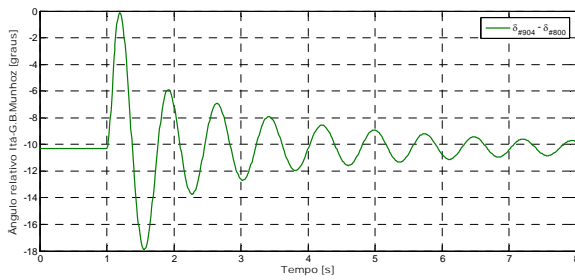
(b) Ângulo relativo – Salto Osório – G. B. Munhoz



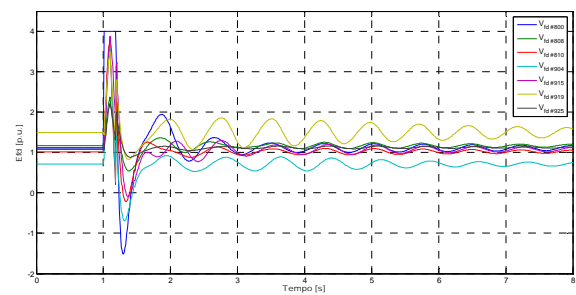
(c) Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



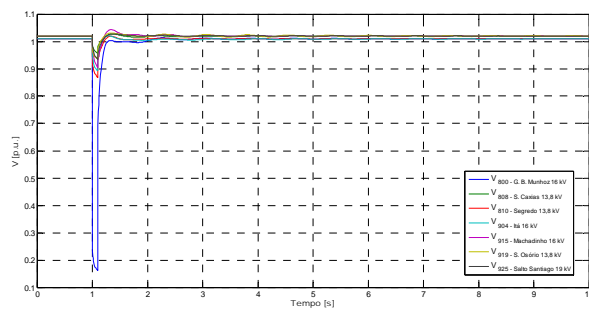
(d) Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



(e) Ângulo do Gerador # 904 - Itá



(f) E_{fd} de Todos os geradores



(g) Tensão terminal (V_t) de Todos os geradores

Figura 11 – Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 800

Os gráficos agora se referem a um curto trifásico nos terminais do gerador equivalente de G. B. Munhoz. A tensão terminal deste gerador cai praticamente para zero devido ao curto trifásico com pequena impedância. Todas as demais grandezas apresentam os mesmos tempos de assentamento das grandezas indicados no caso anterior, apenas com diferentes amplitudes devido à aplicação da falta em local diferente. As simulações confirmam a amplitude da menor constante de amortecimento atribuída ao modo eletromecânico de Salto Osório. Apesar do comportamento bem oscilatório, o sistema se mostra transitoriamente estável frente ao curto especificado nos terminais da Usina de G.B. Munhoz. Os ângulos de carga e as tensões terminais tendem a recuperar seus valores pré-falta, apesar do comportamento geral muito oscilatório.

Terceiro evento: Curto-circuito trifásico na barra # 808 – Salto Caxias 13,8 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.

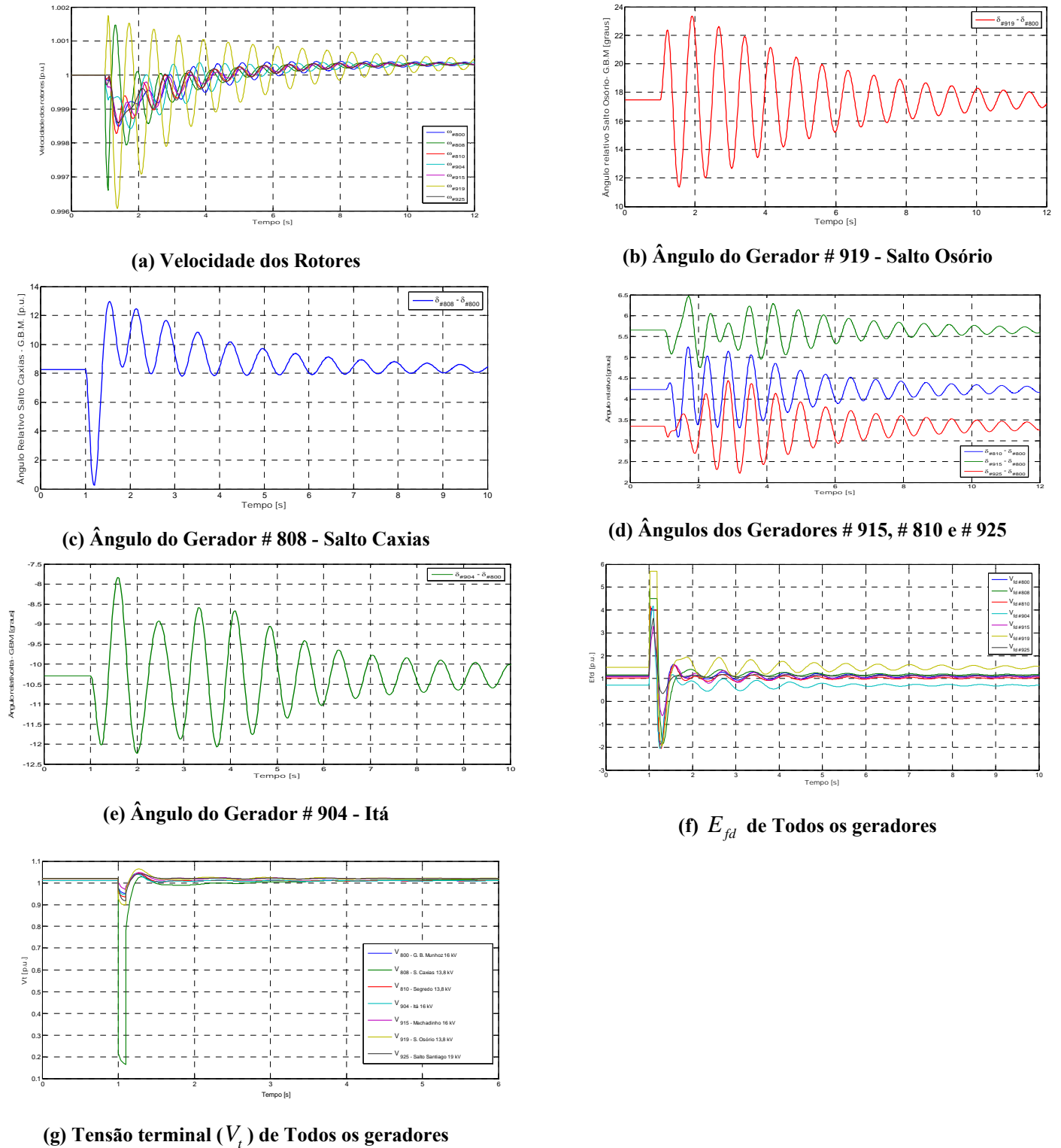
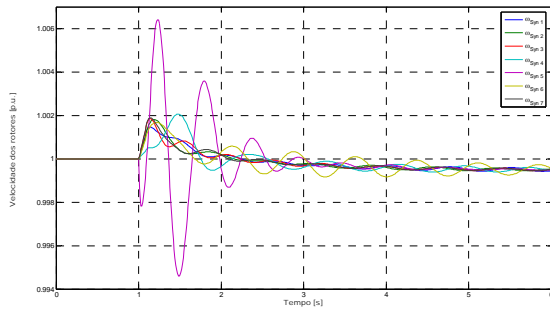


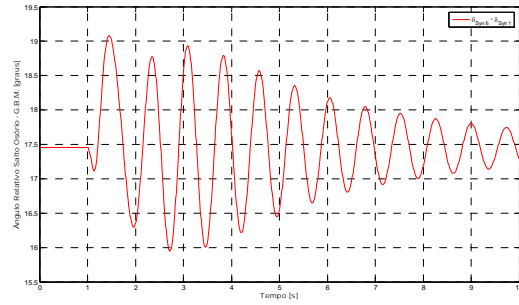
Figura 12 – Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 808

Os gráficos agora se referem novamente a um curto trifásico, agora nos terminais do gerador equivalente de Salto Caxias. A tensão terminal deste gerador cai também praticamente para zero devido ao curto trifásico com pequena impedância. Todas as demais grandezas apresentam os mesmos tempos de assentamento das grandezas indicados no caso anterior, apenas com diferentes amplitudes devido à aplicação da falta em local diferente. As simulações confirmam a amplitude da menor constante de amortecimento atribuída ao modo eletromecânico de Salto Osório. Apesar do comportamento bem oscilatório, o sistema se mostra transitoriamente estável frente ao curto especificado nos terminais da Usina de Salto Caxias.

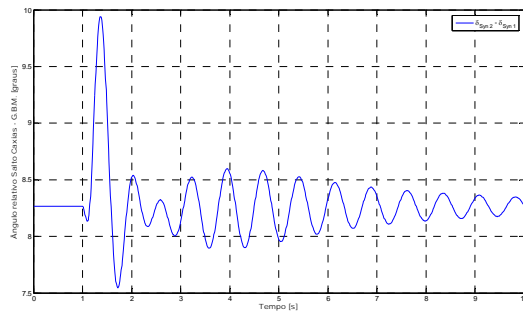
Quarto evento: Curto-circuito trifásico na barra # 915 – Machadinho 16 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



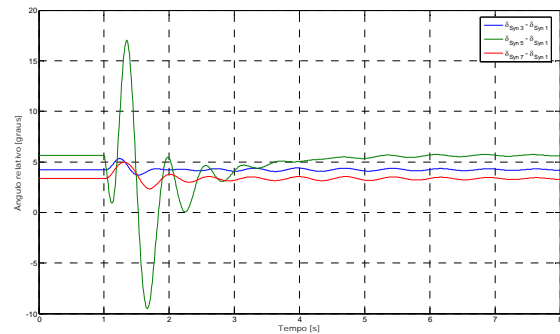
(a) Velocidade dos Rotores



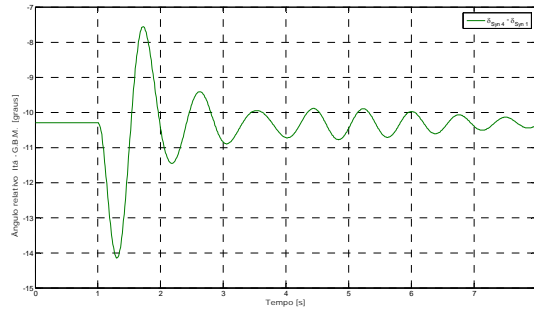
(b) Ângulo do Gerador # 919 - Salto Osório



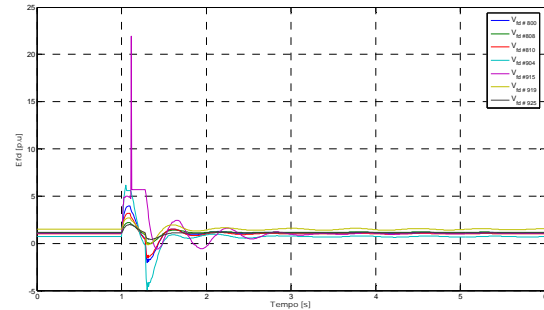
(c) Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



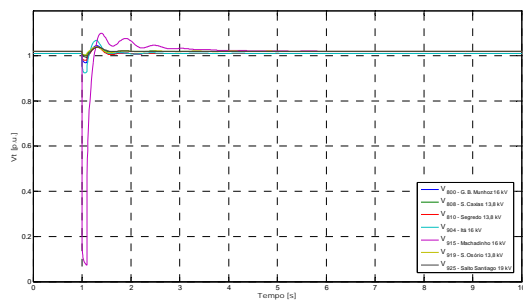
(d) Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



(e) Ângulo do Gerador # 904 - Itá



(f) E_{fd} de Todos os geradores



(g) Tensão terminal (V_t) de Todos os geradores

Figura 13 – Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 915

Os gráficos agora se referem novamente a um curto trifásico, agora nos terminais do gerador equivalente de Machadinho. A tensão terminal deste gerador cai também praticamente para zero devido ao curto trifásico com pequena impedância. Todas as demais grandezas apresentam os mesmos tempos de assentamento das grandezas indicados no caso anterior, apenas com diferentes amplitudes devido à aplicação da falta em local diferente. As simulações confirmam a amplitude da menor constante de amortecimento atribuída ao modo eletromecânico de Salto Osório. Apesar do comportamento bem oscilatório, o sistema se mostra transitoriamente estável frente ao curto especificado nos terminais da Usina de Machadinho. Os ângulos e tensões terminais dos geradores tendem a recuperar seus valores pré-falta.

5.2 - SISTEMA SEM PSS E COM GANHOS DOS RAT INALTERADOS

Neste segundo caso, os PSS continuam desligados e os ganhos de malha aberta utilizados na representação dos sistemas de excitação restabelecem seus valores apresentados no apêndice B. O objetivo agora foi verificar o efeito da aplicação de ganhos tradicionais para os sistemas de excitação estáticos de alta velocidade sobre os modos oscilatórios, novamente, em especial, os modos eletromecânicos. O resultado da avaliação dos pólos dos modos oscilatórios aparece na Tabela 3, a seguir.

Os modos eletromecânicos normalmente são os de menor frequência e estão indicados por (*), mas a sua característica mais marcante, novamente, é a apresentação de baixo amortecimento, como pode ser observado agora na Tabela 3. Verificando o posicionamento dos modos neste caso 5.2 e comparando com o caso 5.1, concluímos que, com o aumento nos ganhos de 1/3 dos valores para os valores iniciais apresentados no apêndice B, praticamente não houve movimento considerável destes modos nem na direção do eixo real, nem na do eixo imaginário. Apenas o modo associado a Salto Osório aumentou levemente seu fator ξ de 6,9 para 8,72%. De um modo geral, podemos afirmar que o aumento de ganho dos sistemas de excitação tem como efeito, em situações de transferência de potência sob carga pesada, na redução dos fatores de amortecimento relativo ξ . Esta condição de elevada transferência de potência pode conduzir, como verificado em muitas situações, a ocorrências de situações de instabilidade transitória, o que não parece ser o caso do sistema exemplo da dissertação.

Quanto aos modos de excitatriz, a exigência de rapidez na ação de controle de tensão conduz à utilização de ganhos transitórios mais elevados. Consideramos que os valores utilizados neste item e nos demais subseqüentes estão dentro da faixa dos valores observados nas aplicações práticas. Quanto o efeito do aumento dos ganhos, de 1/3 dos valores do item anterior para os valores neste item, observa-se, de uma forma global, um aumento não desprezível nas freqüências de oscilação dos modos de excitatriz e uma diminuição de seus fatores de amortecimento (antes todos superiores a 54%) para valores menores que 35%. Apenas um dos modos de excitatriz, aquele antes referido de alto ξ e freqüência mais baixa de oscilação, aumentou ainda mais o seu amortecimento. Apesar desta redução notada nos amortecimentos destes modos, seus fatores ξ ainda continuam maiores do que os fatores ξ associados aos modos eletromecânicos. Isto indica um bom projeto de excitatriz, relativamente a estes seus modos naturais de oscilação.

Quanto à utilização de PSS nesta situação, ela é recomendável para permitir compensar para situações de maior carregamento do sistema teste, o que, possivelmente, poderia levar a situações de amortecimento ainda menores. Aliás, já com o ξ mínimo de 8,72 %, o esforço adicional estabilizante resultante da aplicação de PSS já se mostra conveniente e necessário.

Tabela 3 – Pólos dos Modos Oscilatórios – RAT com ganhos não reduzidos

Pólos (λ)	Frequência (Hz)	Amortecimento (%)
-2,5586 ± 9,9727i (*)	1,59	24,85
-2,0429 ± 9,4732i (*)	1,51	21,08
-0,6937 ± 7,9277i (*)	1,26	8,72
-1,2932 ± 7,9959i (*)	1,27	15,97
-1,9662 ± 7,5739i (*)	1,21	25,13
-0,7588 ± 6,6009i (*)	1,05	11,42
-62,1763 ± 1,8105i	0,29	99,9
-6,0010 ± 20,8686i	3,32	27,6
-4,8327 ± 19,5273i	3,11	24,02
-6,0187 ± 17,3776i	2,76	32,72
-5,9697 ± 16,2756i	2,59	34,43
-3,1934 ± 15,8170i	2,52	19,79
-5,3943 ± 14,8966i	2,37	34,04
-13,3067 ± 7,0467i	1,12	88,37

(*) Modos Eletromecânicos

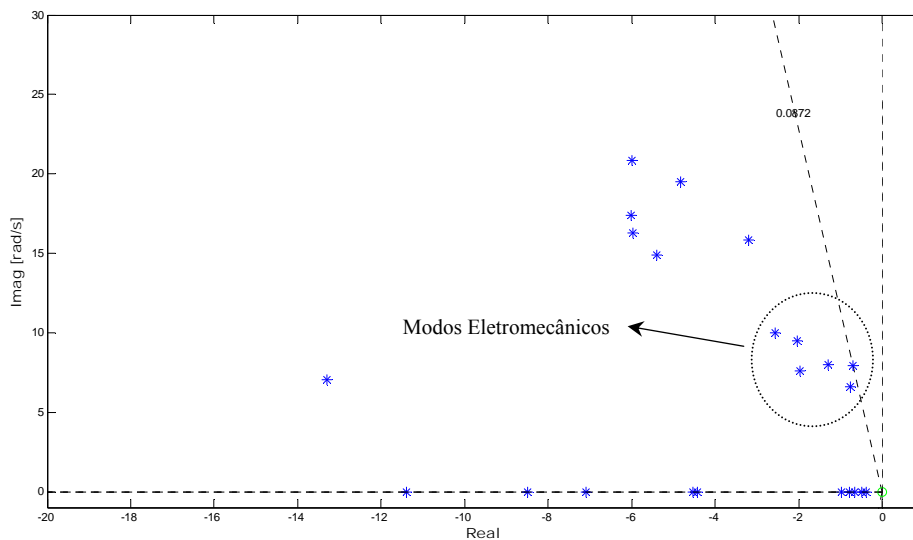
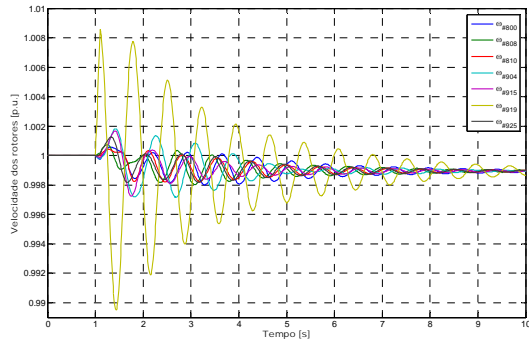
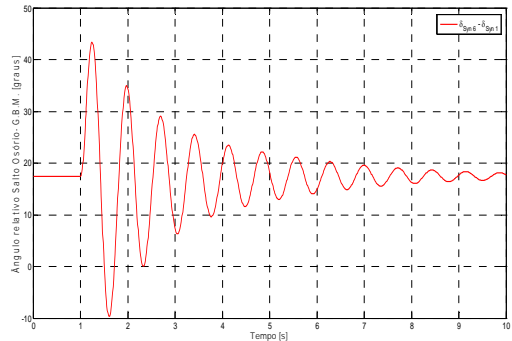


Figura 14 – Pólos dos modos oscilatórios – apenas RAT e ganhos não reduzidos

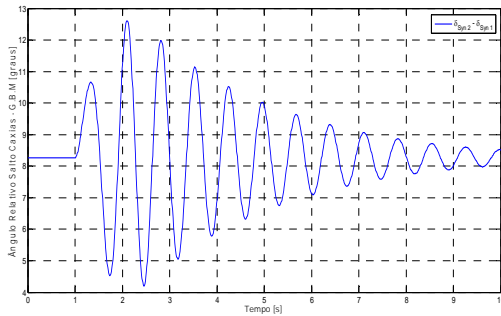
Primeiro evento: Curto-circuito trifásico na barra # 919 – Salto Osório 13,8 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



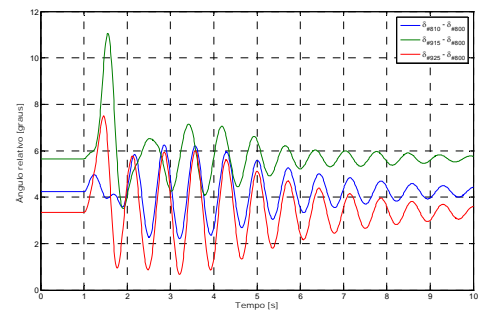
(a) Velocidade dos Rotores



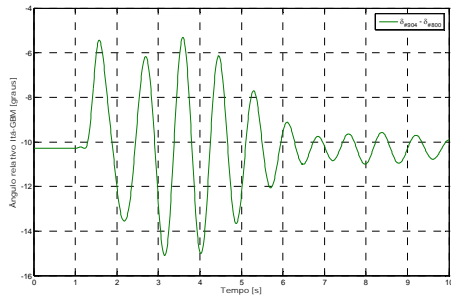
(b) Ângulo do Gerador # 919 - Salto Osório



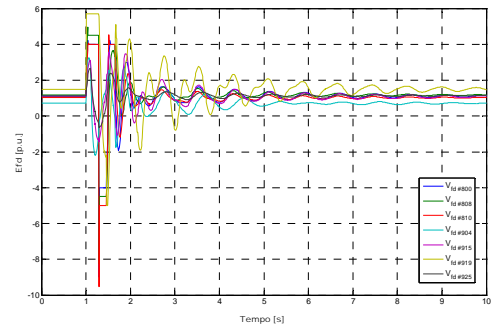
(c) Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



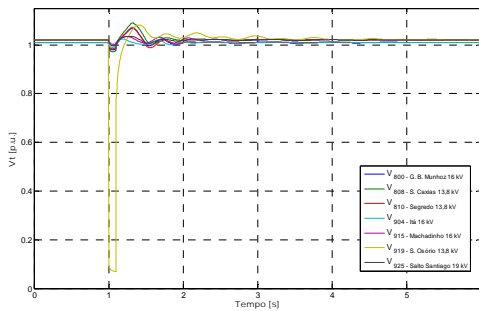
(d) Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



(e) Ângulo do Gerador # 904 - Itá



(f) E_{fd} de Todos os geradores

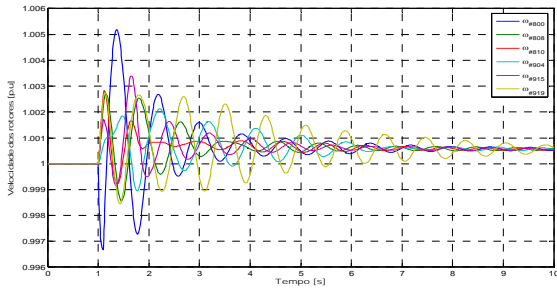


(g) Tensão terminal (V_t) de Todos os geradores

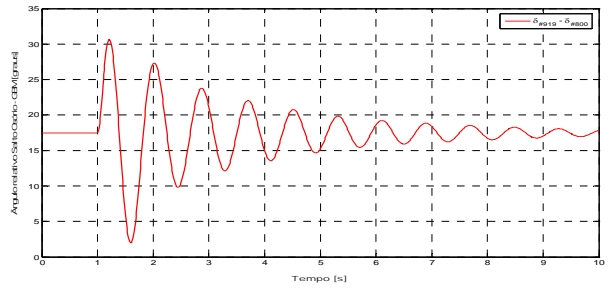
Figura 15 - Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 919

A figura 15 apresenta, para este evento, as excursões, ao longo do tempo, da velocidade de rotor, dos ângulos de carga relativo novamente a G.B. Munhoz, da tensão de campo e da tensão terminal de todos os geradores, nesta condição de ganhos não reduzidos das excitatrizes. A menos das alterações de amortecimento e frequência referidas relativas aos modos de excitatriz, não se observa, neste primeiro evento do caso 5.2, mudanças significativas no desempenho dinâmico do sistema exemplo em relação ao mesmo primeiro evento do caso 5.1.

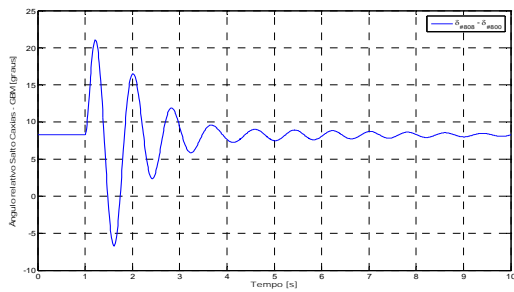
Segundo evento: Curto-circuito trifásico na barra # 800 – G. B. Munhoz 16 kV.
 Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



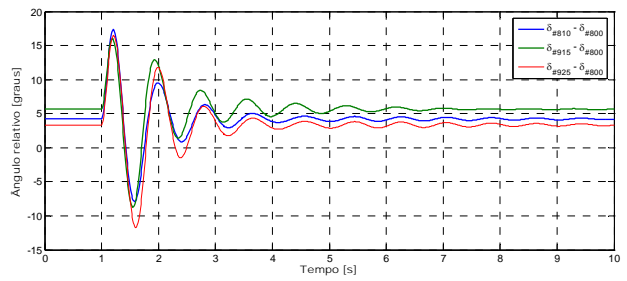
Velocidade dos Rotores



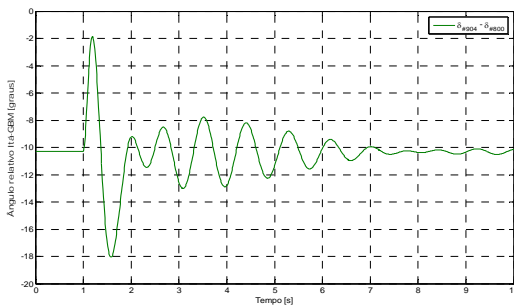
Ângulo do Gerador # 919 - Salto Osório



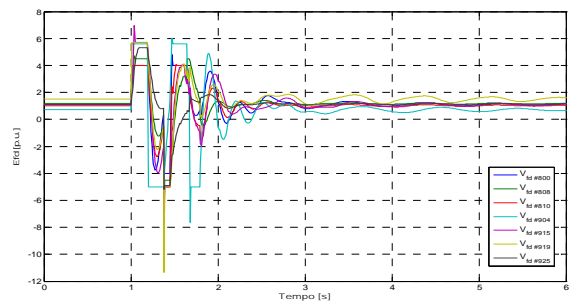
Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



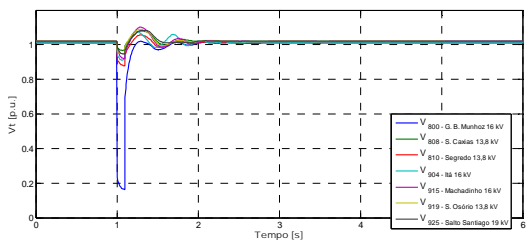
Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



Ângulo do Gerador # 904 - Itá



E_{fd} de Todos os geradores



Tensão terminal (V_t) de Todos os geradores

Figura 16 - Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 800

Os gráficos indicados na Figura 16 apresentam, para este segundo evento, as excursões, ao longo do tempo, da velocidade de rotor, dos ângulos de carga relativo novamente à G.B.Munhoz, da tensão de campo e da tensão terminal de todos os geradores, nesta condição de ganhos não reduzidos das excitatrizes.

Novamente, a menos das alterações de amortecimento e frequência referidas relativas aos modos de excitatriz, não se observa, neste segundo evento do caso 5.2, mudanças significativas no desempenho dinâmico do sistema exemplo em relação ao mesmo segundo evento do caso 5.1.

Os gráficos indicados na Figura 17 apresentam, para este terceiro evento, as excursões, ao longo do tempo, da velocidade de rotor, dos ângulos de carga relativo novamente à G.B. Munhoz, da tensão de campo e da tensão terminal de todos os geradores, nesta condição de ganhos não reduzidos das excitatrizes.

Terceiro evento: Curto-circuito trifásico na barra # 808 – Salto Caxias 13,8 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.

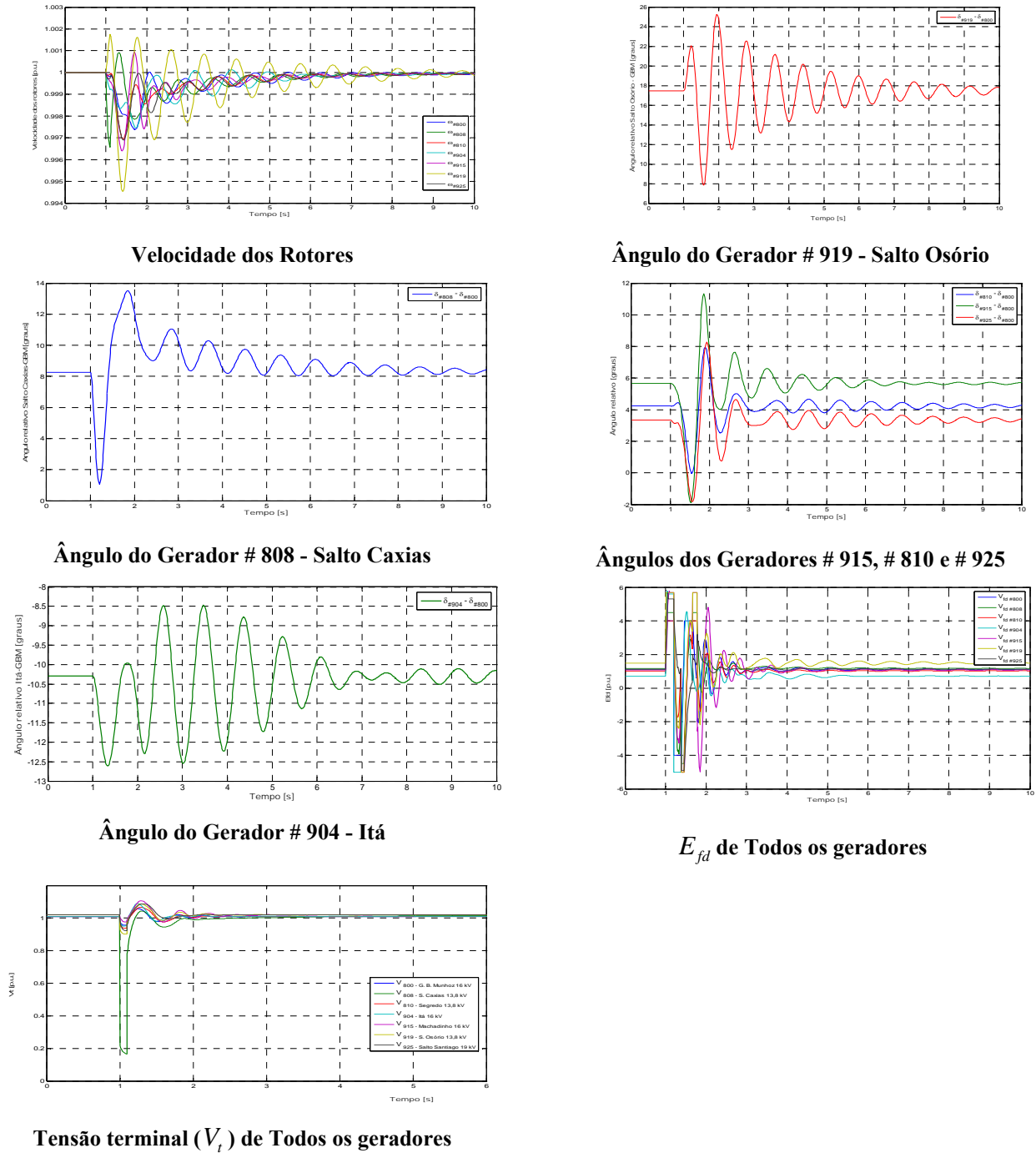
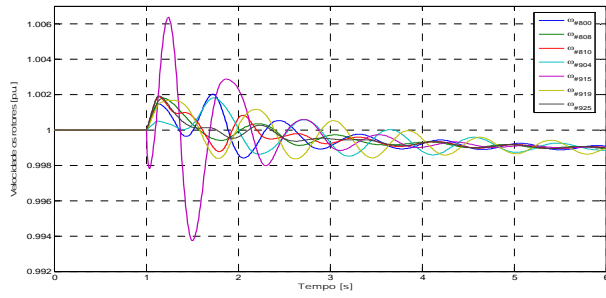


Figura 17 – Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 808

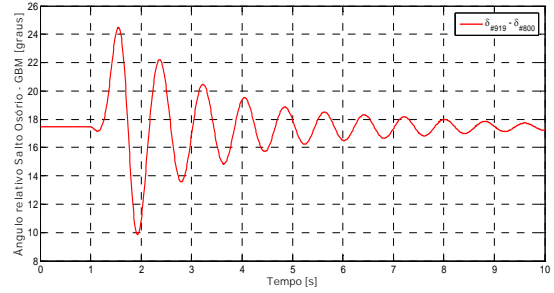
Novamente, a menos das alterações de amortecimento e frequência referidas relativas aos modos de excitatriz, não se observa, neste terceiro evento do caso 5.2, mudanças significativas no desempenho dinâmico do sistema exemplo em relação ao mesmo terceiro evento do caso 5.1.

Os gráficos indicados na Figura 18 apresentam, para este quarto evento, as excursões, ao longo do tempo, da velocidade de rotor, dos ângulos de carga relativo novamente à G.B.Munhoz, da tensão de campo e da tensão terminal de todos os geradores, nesta condição de ganhos não reduzidos das excitatrizes.

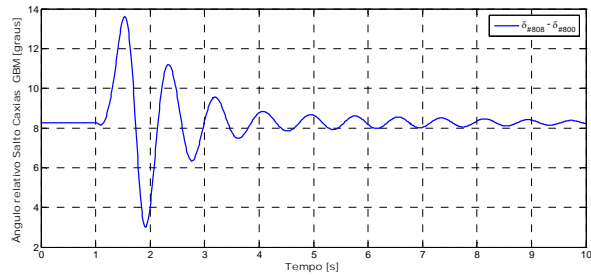
Quarto evento: Curto-circuito trifásico na barra # 915 – Machadinho 16 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



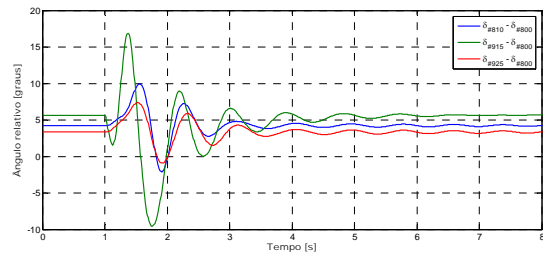
Velocidade dos Rotores



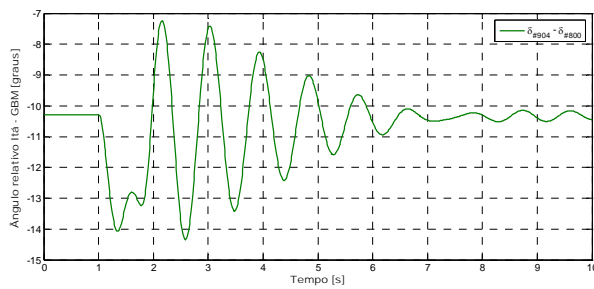
Ângulo do Gerador # 919 - Salto Osório



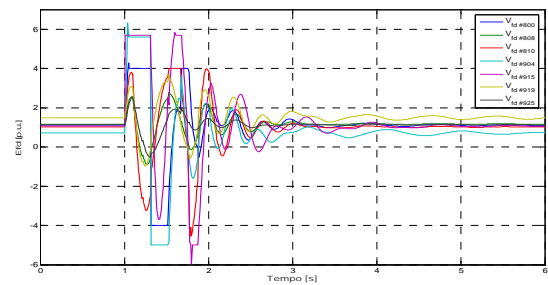
Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



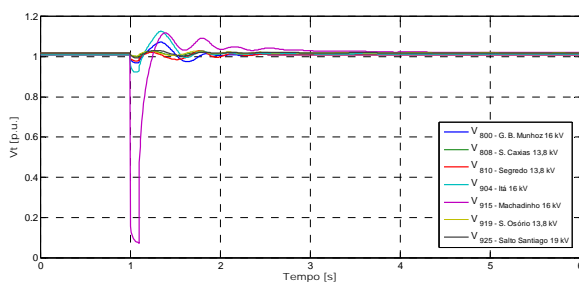
Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



Ângulo do Gerador # 904 - Itá



E_{fd} de todos os geradores



Tensão terminal (V_t) de todos os geradores

Figura 18 – Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 915

Novamente, a menos das alterações de amortecimento e frequência referidas relativas aos modos de excitatriz, não se observa, neste quarto evento do caso 5.2, mudanças significativas no desempenho dinâmico do sistema exemplo em relação ao mesmo quarto evento do caso 5.1.

5.3 - SISTEMA COM PSS AJUSTADOS E GANHOS NÃO REDUZIDOS DOS RAT

Neste item, visando demonstrar a efetividade de ajuste dos modos oscilatórios a partir de aplicação de sinais adicionais estabilizantes a sistemas de excitação rápidos, apresentamos resultados de avaliação dos pólos do sistema linearizado no ponto inicial de operação e resultados da simulação dinâmica frente aos mesmos casos de curtos-circuitos descritos anteriormente.

A definição dos ganhos dos sinais adicionais estabilizantes aplicados ao sistemas de excitação das 7 (sete) usinas geradoras já referidas anteriormente, foi feita a partir da aplicação de algoritmos genéticos e utilização de critério de fixação em faixa determinada previamente dos amortecimentos relativos ξ dos modos eletromecânicos e também dos modos de excitatriz. A forma de busca por estas soluções está apresentada no capítulo 4 (ver fluxograma apresentado no item 4.4)

5.3.1 Critério: Modos Eletromecânicos em torno de 40% de amortecimento

Neste caso, não foram consideradas restrições maiores à faixa de posicionamento dos modos de excitatriz durante a convergência associada ao procedimento determinado pelo AG. Apenas um leve cuidado foi tomado em se evitar soluções de amortecimento abaixo de 15% relativamente a estes modos de excitatriz. O critério de convergência buscou, neste primeiro caso, portanto, atender apenas a um posicionamento adequado dos modos eletromecânicos, maiores responsáveis pelo desempenho eletromecânico de estabilidade dos sistemas de potência.

A Figura 19, juntamente com a tabela 4, apresenta os resultados de cálculo dos modos naturais do sistema linearizado contemplando para o conjunto de parâmetros obtidos como solução, pelo AG. Estes parâmetros foram o ganho do PSS, a constante de tempo T_2 dos dois bloco avanço – atraso utilizados no controlador e o fator de compensação de fase deste mesmos blocos.

O conjunto solução obtido pela aplicação dos algoritmos genéticos é apresentado na Tabela 5, com visualização gráfica na Figura 19. Pode-se observar claramente o alinhamento dos pólos de natureza eletromecânica, todos muito próximos a $\xi = 0,40$, valor médio da faixa 0,35 a 0,45 admitida para as soluções dos pólos.

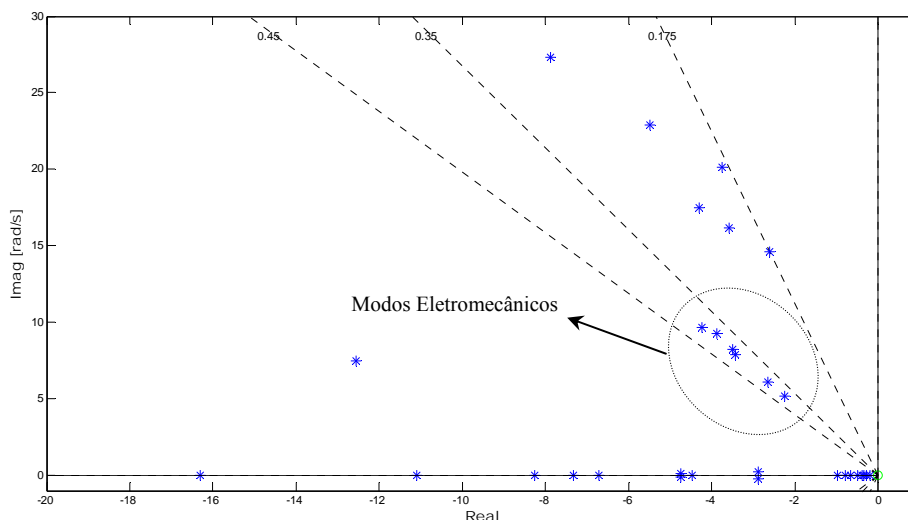


Figura 19 – Pólos dos modos oscilatórios – PSS ajustados pelo critério ζ em torno de 0,4

**Tabela 4 – Pólos dos Modos Eletromecânicos – PSS ajustados com o AG
para ζ em torno de 0,4**

Pólos (ζ)	Frequência (Hz)	Amortecimento (%)
-4,2299 ± 9,6963i (*)	1,54	39,99
-3,5010 ± 8,2562i (*)	1,31	39,04
-2,6531 ± 6,1170i (*)	0,97	39,79
-3,4275 ± 7,8962i (*)	1,26	39,82
-3,8811 ± 9,2611i (*)	1,47	38,65
-2,2590 ± 5,1996i (*)	0,83	39,85
-61,0961±19,1527i	3,05	95,42
-63,6077±1,048i	0,17	99,98
-7,8881±27,301i	4,34	27,75
-5,4809±22,8877i	3,64	23,28
3,7492±20,1178i	3,20	18,32
-4,3081±17,4876	2,78	23,92
-3,5832±16,1871i	2,57	21,61
-2,6046±14,6165i	2,32	17,54
-12,5657±7,5009i	1,19	85,86
-4,7449±0,1006i	0,02	99,97
-2,8908±0,2306i	0,04	99,6834

(*) Modos Eletromecânicos

Tabela 5 – Solução do AG – PSS ajustados ($\xi \rightarrow 0,4$)

Gerador	K_w	α	$T_1 = T_3$	$T_2 = T_4$
# 800 - G.B. Munhoz	13,40	0,85	0,1873	0,2192
# 808 - Salto Caxias	10,47	5,19	0,0312	0,0060
# 810 - Salto Segredo	3,21	3,90	0,1219	0,0313
# 904 - Itá	21,38	5,79	0,0602	0,0104
# 915 - Machadinho	7,16	0,25	0,0192	0,0763
# 919 - Salto Osório	20,24	6,61	0,0529	0,0080
# 925 - Salto Santiago	6,81	6,30	0,0705	0,0112

A título de observação adicional quanto às faixas dos ajustes definidos pelo AG, vemos que os ganhos dos 7 (sete) PSS ficaram no intervalo de 3 a 22 p.u./p.u., as constantes de compensação de fase ficaram na faixa 0,25 a 6,7 e as constantes T_2 , responsáveis pelo atraso na compensação de fase na faixa 0,006 a 0,22 s.

A figura 20 abaixo apresenta o gráfico de Convergência do AG relativo ao ajuste obtido na tabela 5 acima.

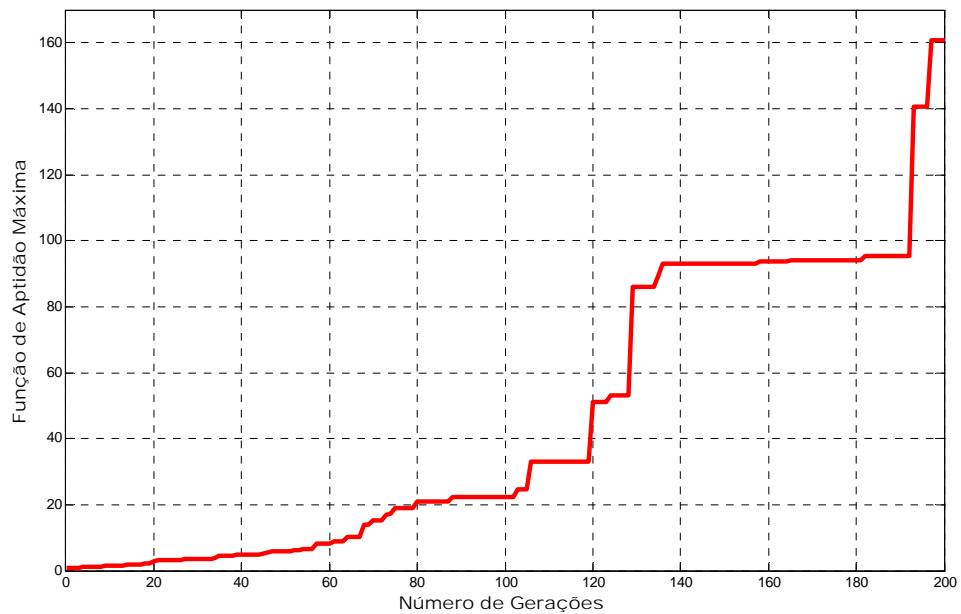
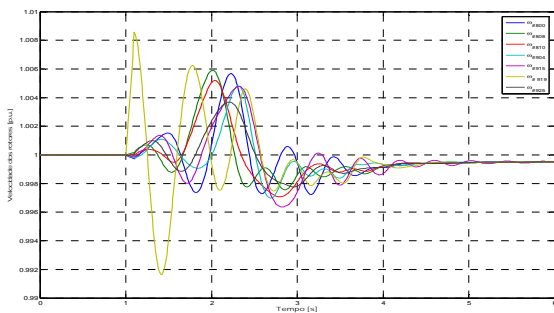


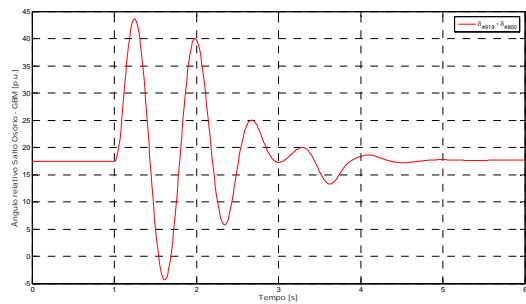
Figura 20 – Gráfico de convergência do AG – PSS ajustados ($\xi \rightarrow 0,4$)

A seguir apresentamos resultados de simulação para as mesmas 4 (quatro) contingências (eventos) apresentadas nos casos anteriores, indicando velocidade de rotor, ângulo relativo à usina de G.B.Munhoz, tensão de campo dos geradores e tensão terminal dos mesmos.

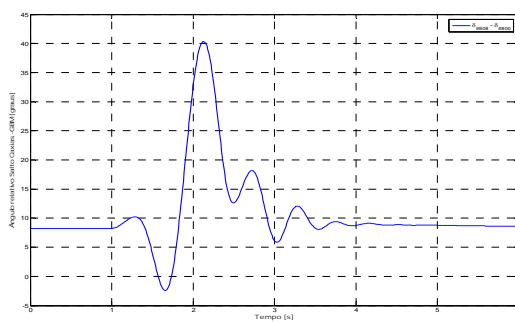
Primeiro evento: Curto-circuito trifásico na barra # 919 – Salto Osório 13,8 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



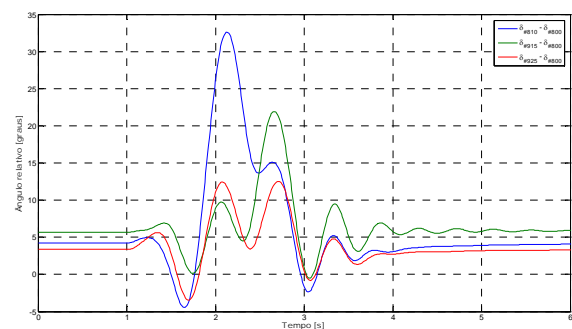
(a) Velocidade dos Rotores



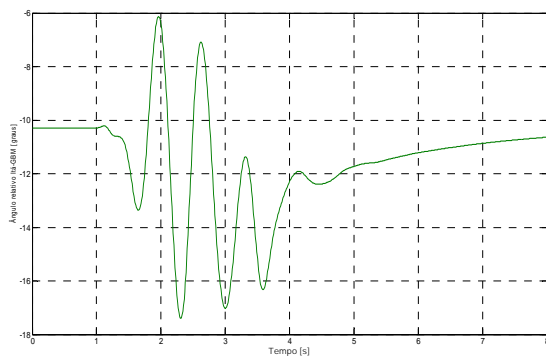
(b) Ângulo do Gerador # 919 - Salto Osório



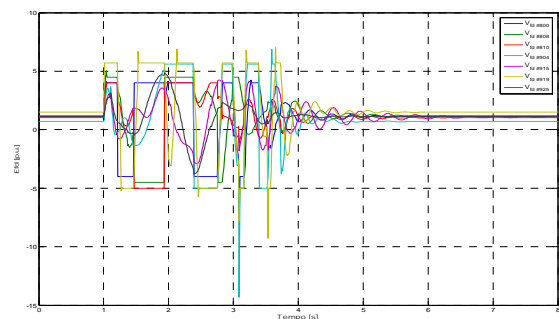
(c) Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



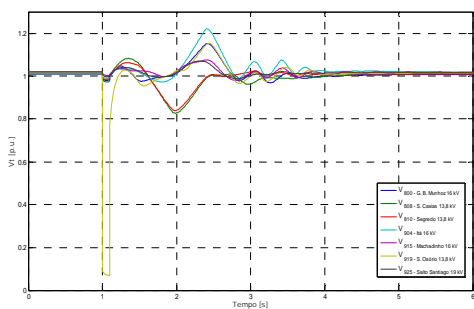
(d) Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



(e) Ângulo do Gerador # 904 - Itá



(f) E_{fd} de todos os geradores



(g) Tensão terminal (V_t) de todos os geradores

Figura 21 - Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 919

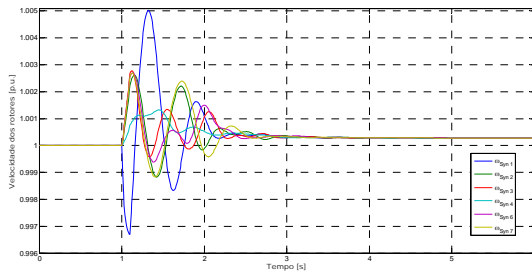
A Figura 21 apresenta, para curto trifásico na barra terminal de Salto Osório, as excursões, ao longo do tempo, da velocidade de rotor, dos ângulos de carga relativo novamente à G.B.Munhoz, da tensão de campo e da tensão terminal de todos os geradores, nesta condição de ganhos não reduzidos das excitatrizes e com os PSS ligados.

A Figura 21-(a) mostra as velocidades de rotor de todos os 7 (sete) geradores equivalentes representados no sistema teste. As velocidades estão indicadas no referencial síncrono. As variações de velocidade são inferiores a 1% durante as oscilações. O tempo de assentamento da resposta, inversamente às constantes de amortecimento, é da ordem de 4,0 segundos, como se verifica em todas as simulações deste item 5.3. Com isto, podemos afirmar que os ajustes propiciados pela técnica dos algoritmos genéticos reduziu o tempo das oscilações a menos que a metade do que se verificava com os PSS desligados, para o critério $\xi = 0,4$ associado aos modos eletromecânicos e $\xi > 0,17$ associado aos modos de excitatriz. Tempos menores de assentamento poderiam ser conseguidos, dependendo apenas da alteração dos valores de amortecimento centrais fornecidos como entrada para a ação do AG. O critério de convergência do AG poderia também, se desejado, contemplar para os tempos de assentamento, ao invés de para as constantes de amortecimento relativo.

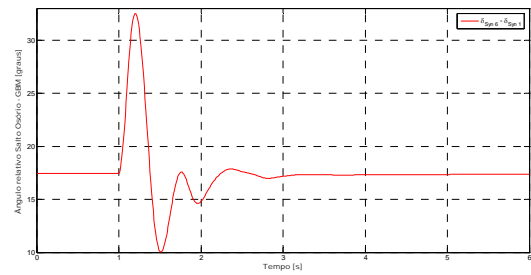
As Figuras 21-(b) a 21-(e), a seguir, apresentam as excursões angulares de rotor de todas as máquinas no referencial de G.B.Munhoz. A observação cuidadosa da evolução destes ângulos indica participação maior do modo eletromecânico nas excursões e, portanto, menor número de oscilações com o amortecimento $\xi \cong 0,4$.

A Figura 21-(f) apresenta as variações ao longo do tempo das tensões de campo E_{fd} aplicadas aos enrolamentos de campo de todos geradores por suas excitatrizes, também já com seus ganhos não reduzidos e PSS ligados. A incorporação dos PSS altera por completo a forma de onda destas grandezas, dado que a atuação dos PSS se faz através dela. Os tempos de assentamento também se reduziram a valores da ordem de 4 (quatro) segundos. A Figura 21-(g) mostra o comportamento das tensões terminais de todos os geradores do sistema elétrico. O desempenho desta grandeza naturalmente se altera em relação ao apresentado nos casos 5.1 e 5.2, já que os PSS apresentam como função primordial modular a própria tensão terminal dos geradores associados.

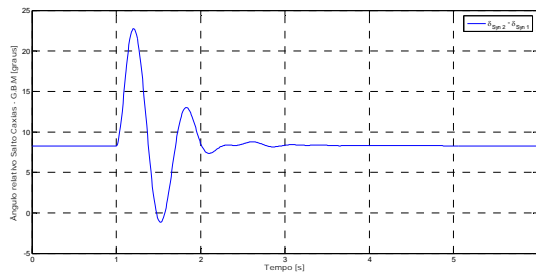
Segundo evento: Curto-circuito trifásico na barra # 800 – G. B. Munhoz 16 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



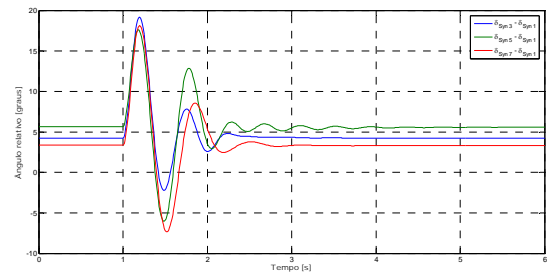
(a) Velocidade dos Rotores



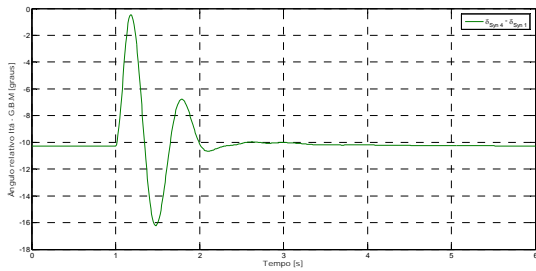
(b) Ângulo do Gerador # 919 - Salto Osório



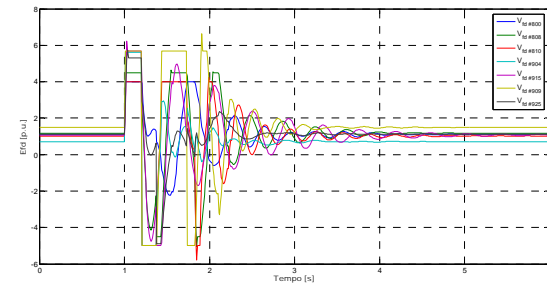
(c) Ângulo do Gerador # 808 - Salto Casias



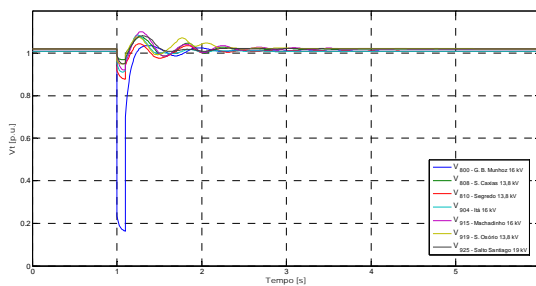
(d) Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



(e) Ângulo do Gerador # 904 - Itá



(f) E_{fd} de Todos os geradores



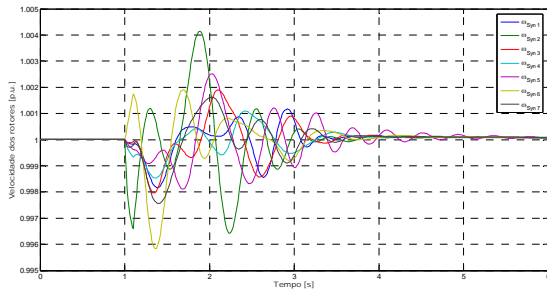
(g) Tensão terminal (V_t) de Todos os geradores

Figura 22– Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 800

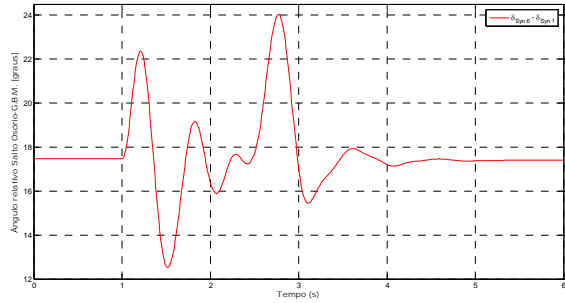
Os gráficos da Figura 22 agora se referem a um curto trifásico nos terminais do gerador equivalente de G. B. Munhoz. A tensão terminal deste gerador cai praticamente para zero devido ao curto trifásico com pequena impedância. Os tempos de assentamento são os mesmos apresentados para a excursão dos ângulos e das outras grandezas apresentadas logo antes, para o primeiro evento.

Os resultados ratificam as conclusões feitas na discussão do primeiro e do segundo eventos.

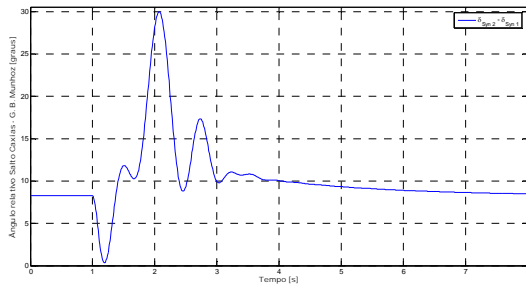
Terceiro evento: Curto-circuito na barra # 808 – Salto Caxias 13,8 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



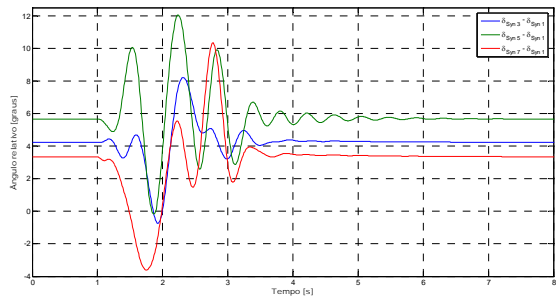
(a) Velocidade dos Rotores



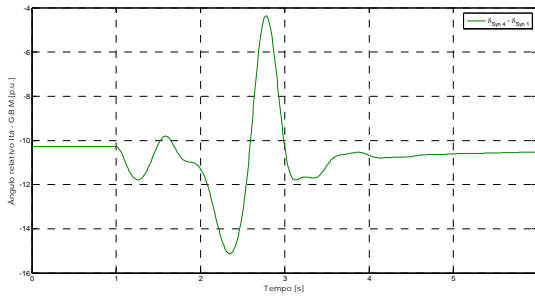
(b) Ângulo do Gerador # 919 - Salto Osório



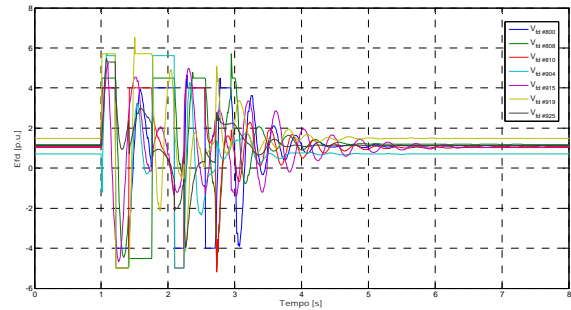
(c) Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



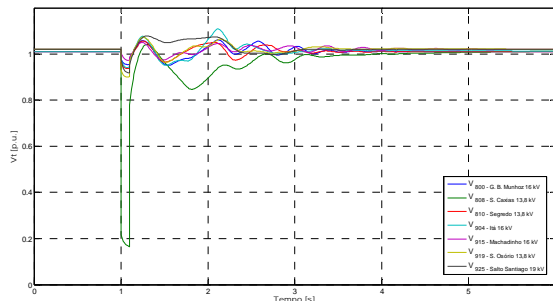
(d) Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



(e) Ângulo do Gerador # 904 - Itá



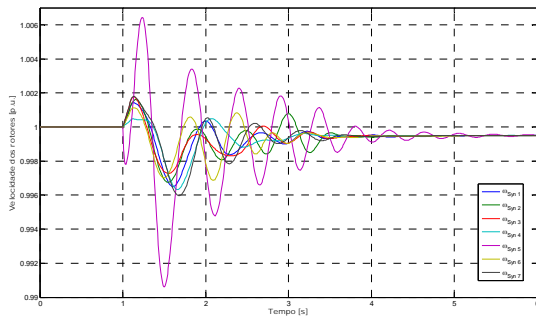
(f) E_{fd} de Todos os geradores



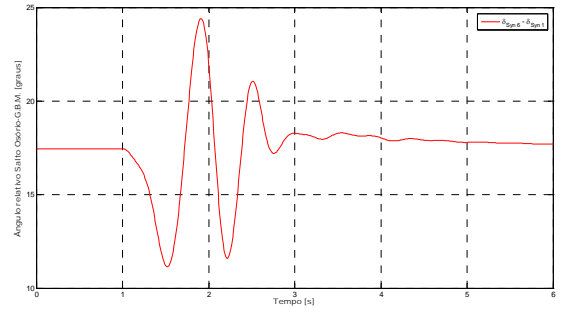
(g) Tensão terminal (V_t) de Todos os geradores

Figura 23- Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 808

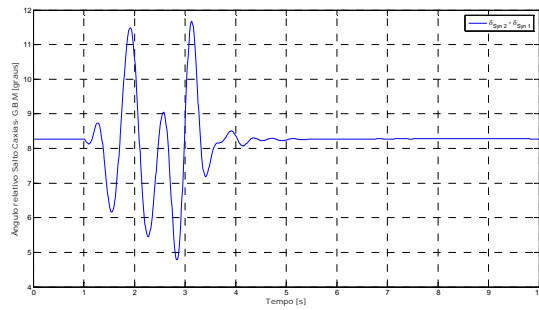
Quarto evento: Curto-circuito trifásico na barra # 915 – Machadinho 16 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



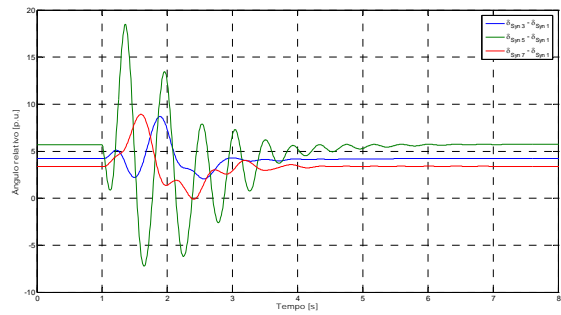
(a) Velocidade dos Rotores



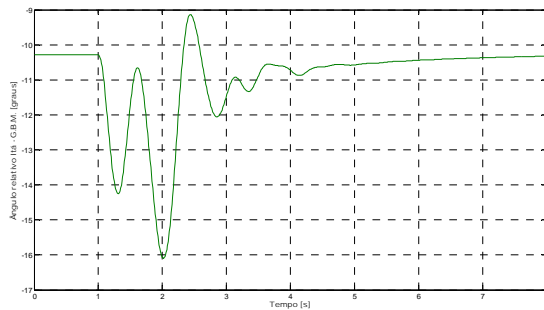
(b) Ângulo do Gerador # 919 - Salto Osório



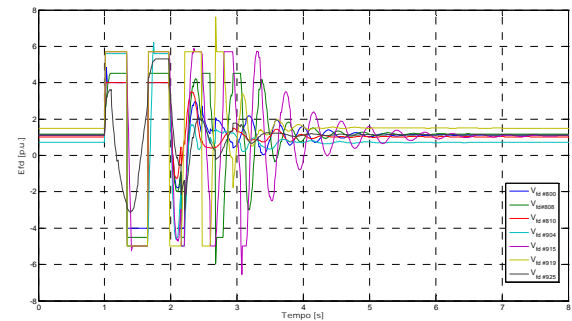
(c) Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



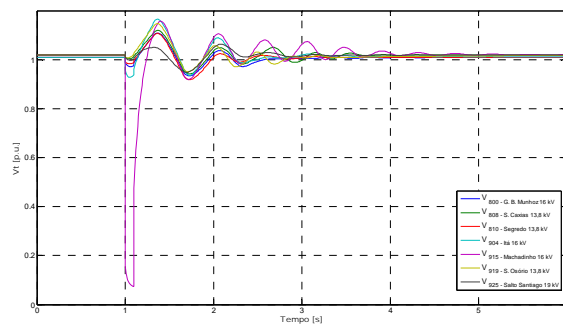
(d) Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



(e) Ângulo do Gerador # 904 - Itá



(f) E_{fd} de Todos os geradores



(g) Tensão terminal (V_t) de Todos os geradores

Figura 24 – Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 915

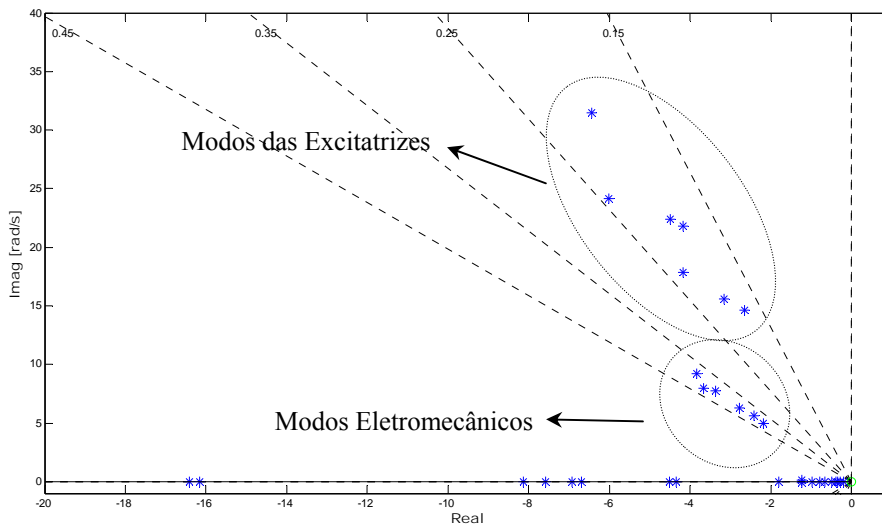
Os resultados ratificam as conclusões feitas na discussão do primeiro e segundo eventos.

5.3.2 Critério: Modos Eletromecânicos tendendo a 40% de Amortecimento e Modos de Excitatriz tendendo a 20% de amortecimento

Neste caso considerou-se, diferentemente do caso do item 5.3.1., restrição ao posicionamento dos modos de excitatriz, agora com faixa de convergência associada fixada no intervalo $0,15 < \xi < 0,25$. Naturalmente que com este procedimento, uma solução diferente da referida no item 5.3.1, mas não tão diferente, foi definida pelo AG. Essencialmente, o modo da excitatriz bem pouco oscilatório que exibia muito baixa frequência e amortecimento excessivo, mudou completamente suas características. O critério de convergência, novamente, incluiu a restrição $0,35 < \xi < 0,45$ para os modos eletromecânicos. Portanto, o critério de convergência buscou, neste caso final atender simultaneamente, as duas restrições acima referidas.

A Figura 25, juntamente com a tabela 6, apresenta os novos resultados de cálculo dos modos naturais do sistema linearizado contemplando para o conjunto de parâmetros obtidos como solução, pelo AG. Estes parâmetros foram o ganho do PSS, a constante de tempo T_2 dos dois blocos avanço – atraso utilizados no controlador e o fator de compensação de fase destes mesmos blocos.

O conjunto solução obtido pela aplicação dos algoritmos genéticos é apresentado na Tabela 6, com visualização gráfica na Figura 25. Pode-se observar claramente o efeito do alinhamento dos pólos de natureza eletromecânica, todos muito próximos a $\xi = 0,40$ e, ainda, o posicionamento dos modos de excitatriz, não tão alinhados, mas posicionados dentro da faixa $0,15 < \xi < 0,25$.



**Figura 25– Pólos dos modos oscilatórios – PSS ajustados
(critério $\zeta \rightarrow 0,4$ e $\zeta \rightarrow 0,2$)**

Tabela 6 – Solução do AG – PSS ajustados critério ($\xi \rightarrow 0,4$ e $\xi \rightarrow 0,2$)

Gerador	K_w	α	$T_1 = T_3$	$T_2 = T_4$
# 800 - G.B. Munhoz	13,64	0,85	0,7484	0,8754
# 808 - Salto Caxias	10,67	6,06	0,0133	0,0022
# 810 - Salto Segredo	3,31	4,86	0,1629	0,0335
# 904 – Itá	16,02	5,07	0,0426	0,0084
# 915 - Machadinho	6,78	0,24	0,0181	0,0752
# 919 - Salto Osório	20,99	5,40	0,0470	0,0087
# 925 - Salto Santiago	14,98	6,97	0,2398	0,0344

A figura 26 abaixo apresenta o gráfico de Convergência do AG relativo ao ajuste obtido na tabela 6 acima.

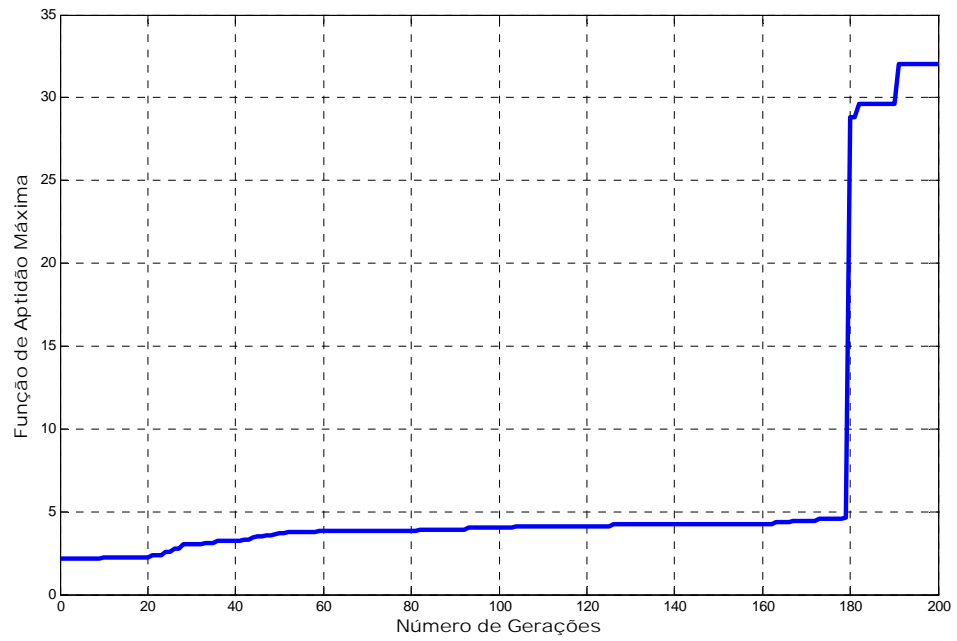


Figura 26 - Gráfico de convergência do AG – PSS ajustados ($\xi \rightarrow 0,4$ e $\xi \rightarrow 0,2$)

Tabela 7 – Pólos dos Modos Oscilatórios – PSS ajustados com o AG ($\xi \rightarrow 0,4$ e $\xi \rightarrow 0,2$)

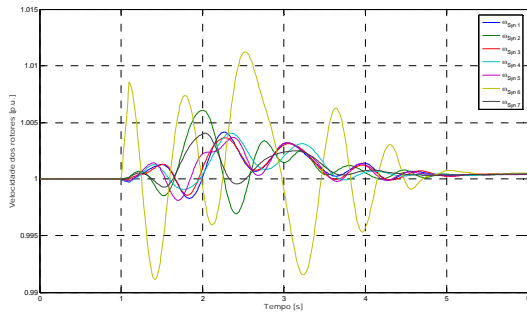
Pólos (λ)	Frequência (Hz)	Amortecimento (%)
$-2,1896 \pm 4,9962i$ (*)	0,80	40,14
$-2,4265 \pm 5,6624i$ (*)	0,90	39,39
$-2,7718 \pm 6,3175i$ (*)	1,01	40,18
$-3,3706 \pm 7,7413i$ (*)	1,23	39,92
$-3,6641 \pm 8,0014i$ (*)	1,27	41,64
$-3,8476 \pm 9,1954i$ (*)	1,46	38,60
$-2,6581 \pm 14,5975i$	2,32	17,91
$-3,1622 \pm 15,6153i$	2,49	19,85
$-4,1685 \pm 17,8319i$	2,84	22,76
$-4,1736 \pm 21,8204i$	3,47	18,79
$-4,4898 \pm 22,3997i$	3,57	19,65
$-6,0101 \pm 24,1408i$	3,84	24,16
$-6,4414 \pm 31,4461i$	5,00	20,07
$-59,8825 \pm 0,07083i$	0,01	99,9
$-1,2356 \pm 0,11338i$	0,02	99,6

(*) Modos eletromecânicos

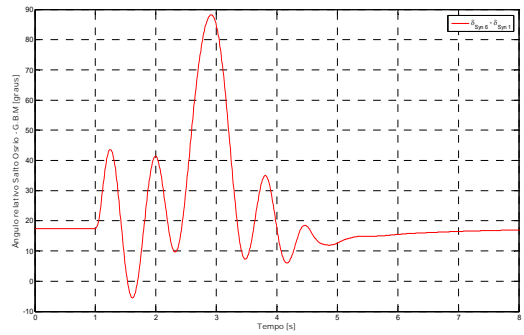
A título de observação adicional quanto às faixas dos ajustes definidos pelo AG, vemos que os ganhos dos 7 (sete) PSS ficaram no intervalo de 3 a 21 p.u./p.u., as constantes de compensação de fase ficaram na faixa 0,23 a 7 e as constantes T_2 , responsáveis pelo atraso na compensação de fase na faixa 0,0021 a 0,88s.

A seguir apresentamos resultados de simulação para as mesmas 4 (quatro) contingências (eventos) apresentadas nos casos anteriores, indicando velocidade de rotor, ângulo relativo à usina de G.B.Munhoz, tensão de campo dos geradores e tensão terminal dos mesmos.

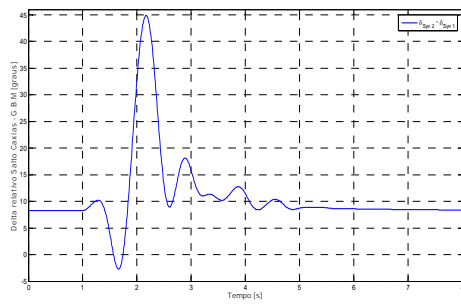
Primeiro evento: Curto-circuito trifásico na barra # 919 – Salto Osório 13,8 kV.
 Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



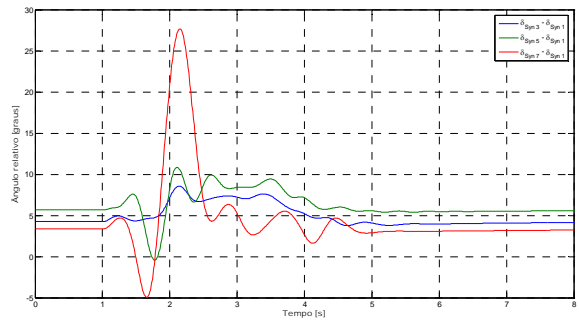
(a) Velocidade dos Rotores



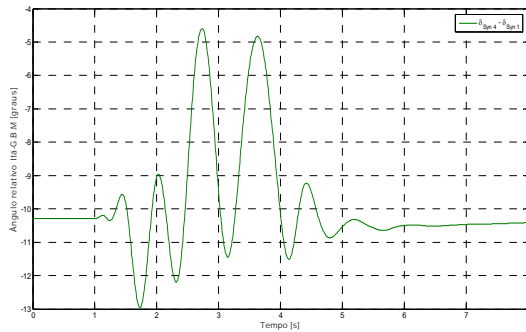
(b) Ângulo do Gerador # 919 - Salto Osório



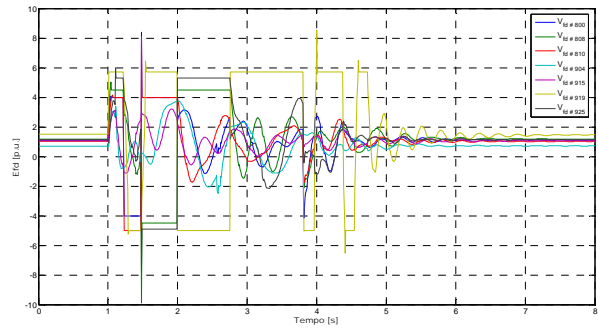
(c) Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



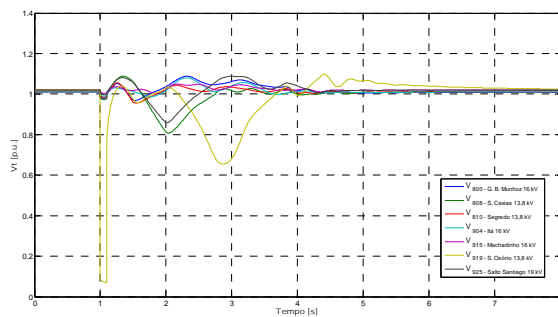
(d) Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



(e) Ângulo do Gerador # 904 - Itá



(f) E_{fd} de Todos os geradores



(g) Tensão terminal (V_t) de Todos os geradores

Figura 27 – Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 919

A Figura 27 apresenta para curto trifásico na barra terminal de Salto Osório, as excursões, ao longo do tempo, da velocidade de rotor, dos ângulos de carga relativo novamente à G.B.Munhoz, da tensão de campo e da tensão terminal de todos os geradores, nesta condição de ganhos não reduzidos das excitatrizes e com os PSS ligados.

A Figura 27-(a) mostra as velocidades de rotor de todos os 7 (sete) geradores equivalentes representados no sistema teste. As velocidades estão indicadas no referencial síncrono. As variações de velocidade são inferiores a 1,5% durante as oscilações. O tempo de assentamento da resposta, inversamente às constantes de amortecimento, é da ordem de 4,0 segundos, como se verifica em todas as simulações deste item 5.3.2. Eles praticamente não se alteraram em relação ao caso anterior com PSS. Com isto, podemos afirmar que os ajustes propiciados pela técnica dos algoritmos genéticos reduziu o tempo das oscilações a menos que a metade do que se verificava com os PSS desligados, para o critério $\xi \approx 0,4$ associado aos modos eletromecânicos e $0,15 < \xi < 0,25$ associado aos modos de excitatriz. Tempos menores de assentamento poderiam ser conseguidos, dependendo apenas da alteração dos valores de amortecimento centrais fornecidos como entrada para a ação do AG. O critério de convergência do AG poderia também, se desejado, contemplar para os tempos de assentamento, ao invés de para as constantes de amortecimento relativo.

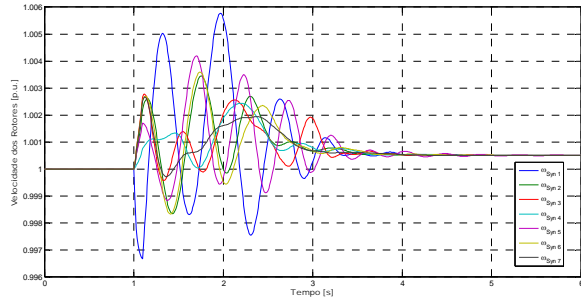
As Figuras 27-(b) a 27-(e) apresentam as excursões angulares de rotor de todas as máquinas no referencial de G.B.Munhoz. A observação cuidadosa da evolução destes ângulos indica participação maior do modo eletromecânico nas excursões e, portanto, menor número de oscilações, com o amortecimento $\xi \cong 0,4$.

A Figura 27-(f) apresenta as variações ao longo do tempo das tensões de campo E_{fd} aplicadas aos enrolamentos de campo de todos geradores por suas excitatrizes, também já com seus ganhos não reduzidos e PSS ligados. A incorporação dos PSS altera por completo a forma de onda destas grandezas, dado que a atuação dos PSS se faz através dela. Os tempos de assentamento também se reduziram a valores da ordem de 4 (quatro) segundos. A Figura 27-(g) mostra o comportamento das tensões terminais de todos os geradores do sistema elétrico. O desempenho desta grandeza naturalmente se altera em relação ao apresentado nos casos 5.1 e 5.2, já que os PSS apresentam como função primordial modular a própria tensão terminal dos geradores associados.

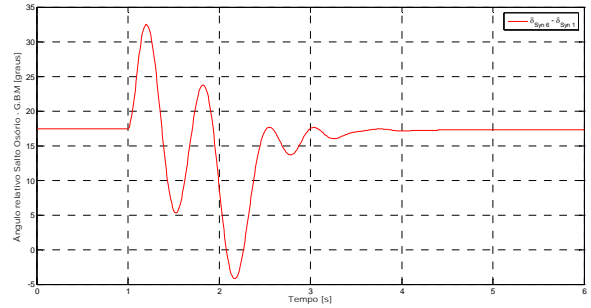
Os gráficos da Figura 28 agora se referem a um curto trifásico nos terminais do gerador equivalente de G.B. Munhoz. A tensão terminal deste gerador cai praticamente para zero devido ao curto trifásico com pequena impedância. Os tempos de assentamento são os mesmos apresentados para a excursão dos ângulos e das outras grandezas apresentadas logo antes, para o primeiro evento.

Os resultados obtidos nas figuras 29 (curto-circuito trifásico nos terminais do gerador equivalente de Salto Caxias) e 30 (curto-circuito trifásico nos terminais do gerador equivalente de Machadinho) ratificam as conclusões feitas na discussão do primeiro e do segundo eventos.

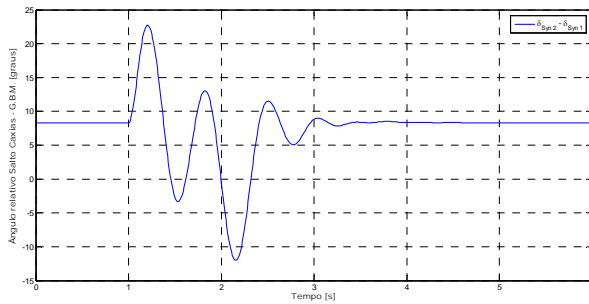
Segundo evento: Curto-circuito trifásico na barra # 800 – G. B. Munhoz 16 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



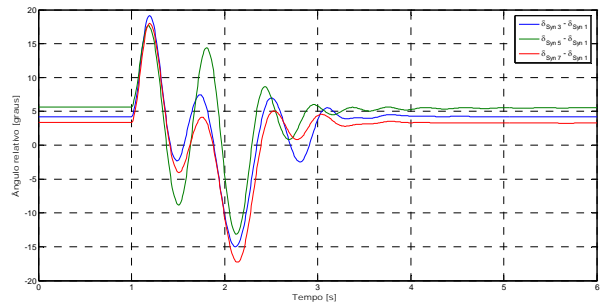
(a) Velocidade dos Rotores



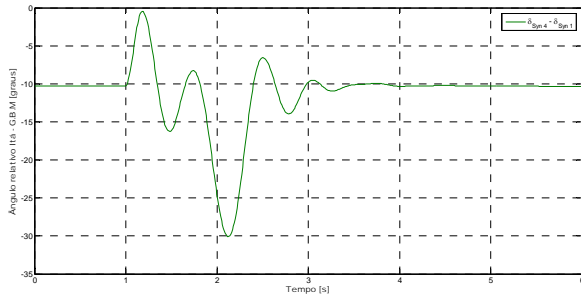
(b) Ângulo do Gerador # 919 - Salto Osório



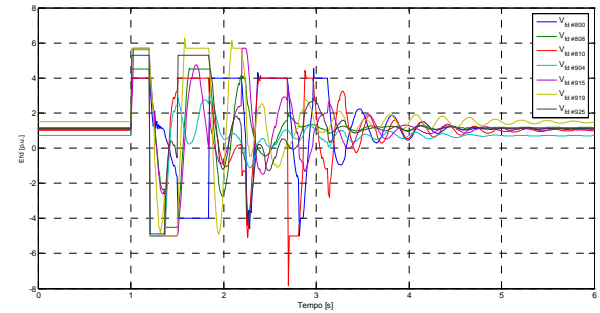
(c) Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



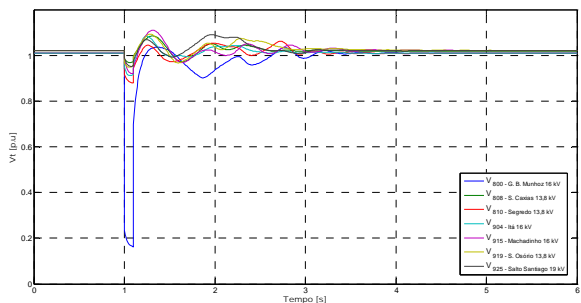
(d) Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



(e) Ângulo do Gerador # 904 - Itá



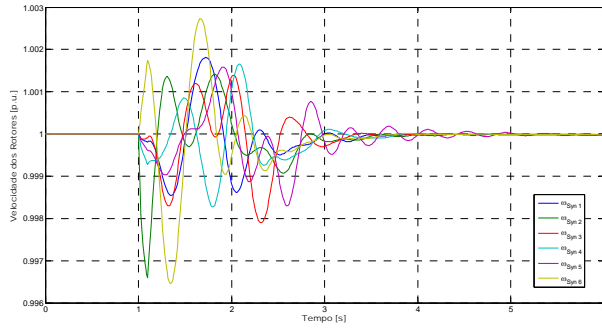
(f) E_{fd} de Todos os geradores



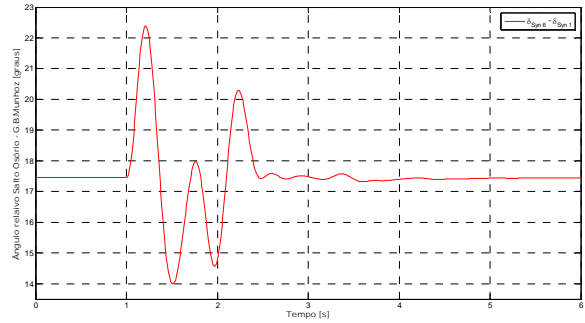
(g) Tensão terminal (V_t) de Todos os geradores

Figura 28– Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 800

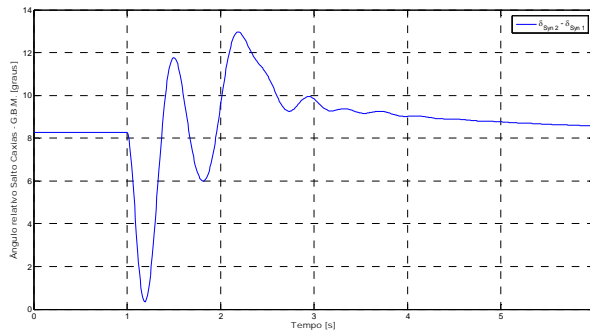
Terceiro evento: Curto-circuito trifásico na barra # 808 – Salto Caxias 13,8 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



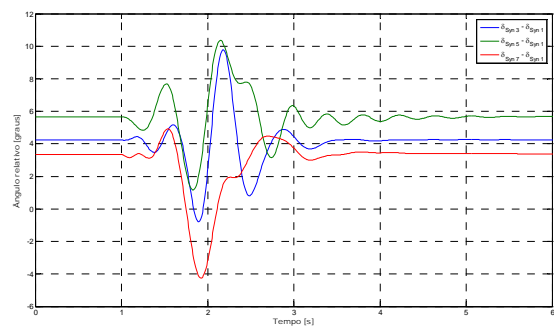
(a) Velocidade dos Rotores



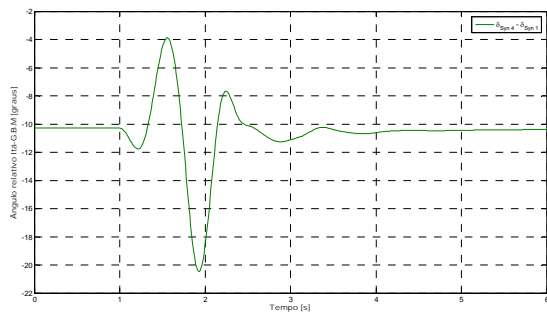
(b) Ângulo do Gerador # 919 - Salto Osório



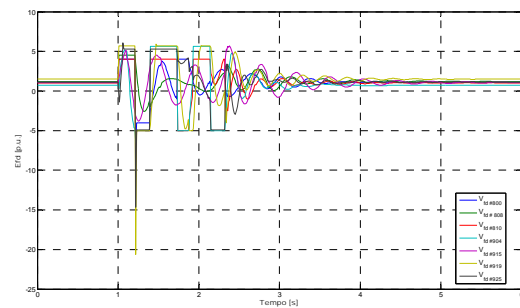
(c) Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



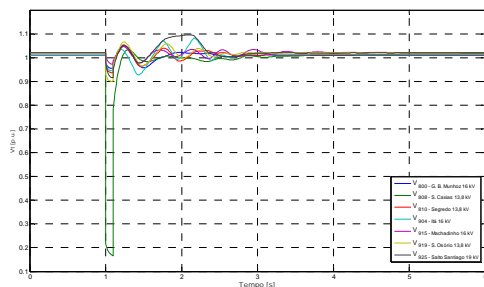
(d) Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



(e) Ângulo do Gerador # 904 - Itá



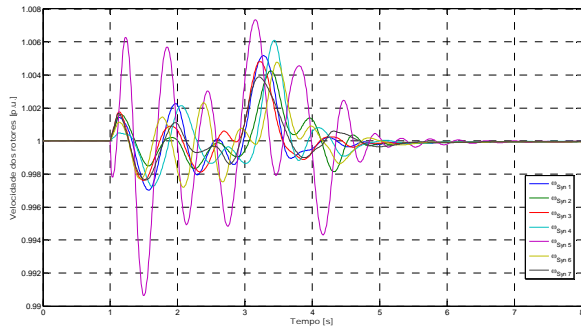
(f) E_{fd} de Todos os geradores



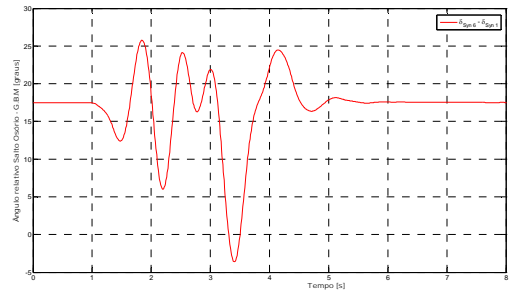
(g) Tensão terminal (V_t) de Todos os geradores

Figura 29– Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 808

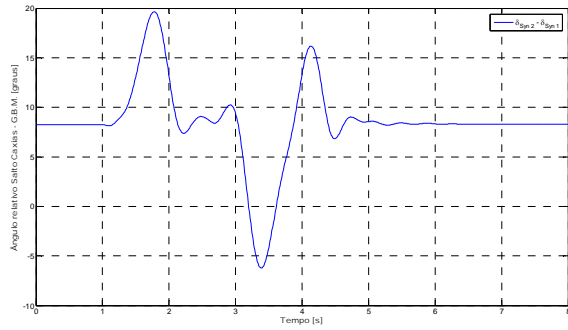
Quarto evento: Curto-circuito trifásico na barra # 915 – Machadinho 16 kV. Duração da falta 100 ms (6 ciclos), período da falta: de 1 a 1,1 s. Pequena impedância de falta.



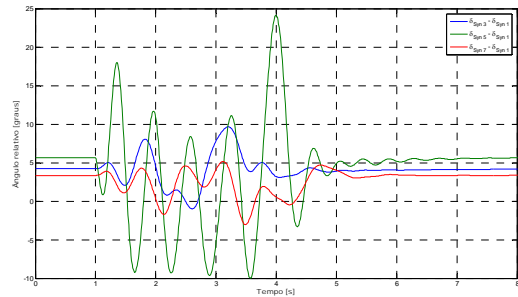
(a) Velocidade dos Rotores



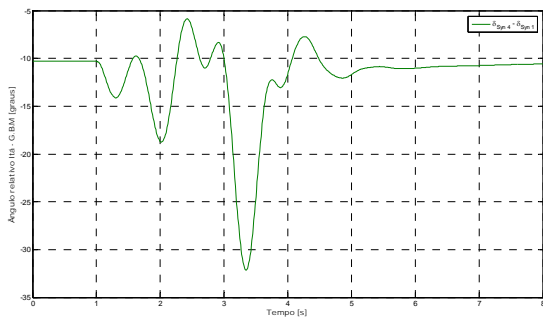
(b) Ângulo do Gerador # 919 - Salto Osório



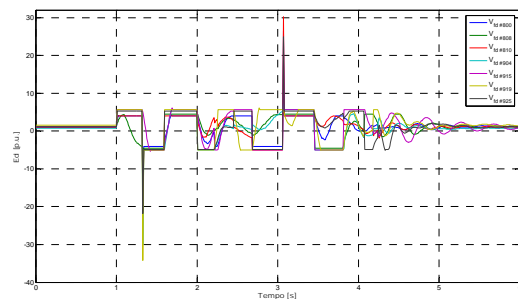
(c) Ângulo do Gerador # 808 - Salto Caxias



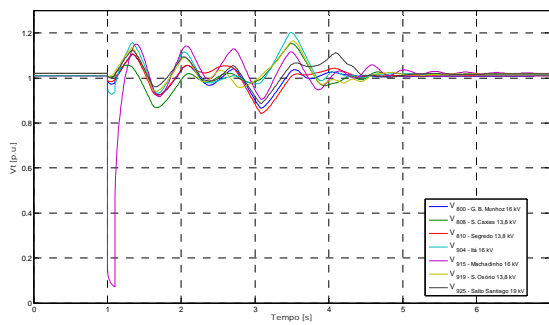
(d) Ângulos dos Geradores # 915, # 810 e # 925



(e) Ângulo do Gerador # 904 - Itá



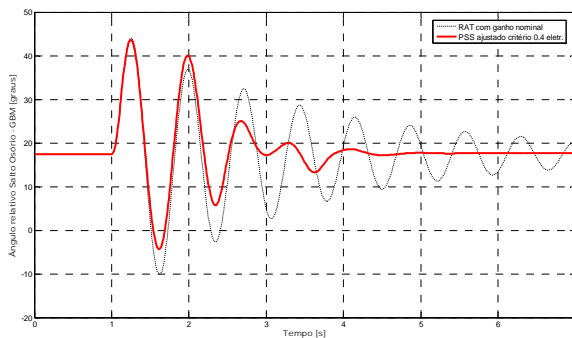
(f) E_{fd} de Todos os geradores



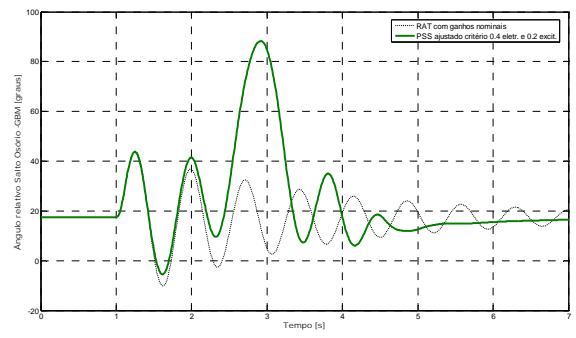
(g) Tensão terminal (V_t) de Todos os geradores

Figura 30– Simulação dinâmica associada ao curto-circuito trifásico na Barra # 915

A Figura 31, a título de comparação, ilustra os ângulos relativos de Salto Osório, com referência em G.B. Munhoz. Podemos visualizar os dois ajustes efetuados comparando-os com o caso com os PSS desligados (RAT com os valores não reduzidos). O primeiro considerando apenas a parcela correspondente ao modo eletromecânico ($\xi = 0,4$) e o segundo, considerando a parcela correspondente ao modo eletromecânico ($\xi = 0,4$) e também o modo de excitatriz ($\xi = 0,2$). Podemos mais uma vez constatar, que o tempo de assentamento para os dois ajustes é praticamente o mesmo e muito menor que a condição com os PSS desligados. Isso mostra a eficiência dos dois ajustes e a eficácia dos algoritmos genéticos no ajuste dos modos oscilatórios de um SEP.



(a) RAT com ganhos não reduzidos e PSS ajustados no critério $\zeta \rightarrow 0,4$ (eletromecânico)



(b) RAT com ganhos não reduzidos e PSS ajustados no critério $\zeta \rightarrow 0,4$ (eletromecânico) e $\zeta \rightarrow 0,2$ (excitatriz)

Figura 31 – Comparação entre os Resultados

As Figuras 32 e 33 abaixo, apresentam a evolução no plano complexo dos dois modos, eletromecânico e da excitatriz, associados às usinas de Salto Osório e Machadinho, variando-se o ganho K_w dos PSS ligados a seus sistemas de excitação, visando demonstrar o aumento do amortecido obtido, através do critério $\xi = 0,4$, através do ajuste do AG. Começando com 0 e crescendo aritmeticamente de 1/10 do seu valor até o seu valor total, ou seja, 0, 1/10 de K_w , 2/10 de K_w , 3/10 de K_w , 4/10 de K_w , 5/10 de K_w , 6/10 de K_w , 7/10 de K_w , 8/10 de K_w , 9/10 de K_w até o valor K_w , foi possível verificar a variação do pólo dominante associado a cada usina em questão e também o comportamento dos demais pólos.

Pode-se verificar através das figuras, que a parte real do pólo dominante associado a cada usina, apresentou uma variação muito significativa, tanto em relação aos modos eletromecânicos quanto em relação ao modo de excitatriz, comparado aos demais pólos. A parte imaginária sofreu variação pequena. Os outros pólos praticamente não se alteraram.

Pela figura, podemos constatar um maior fator de amortecimento para a usina analisada, à medida que o ganho K_w do PSS correspondente aumenta.

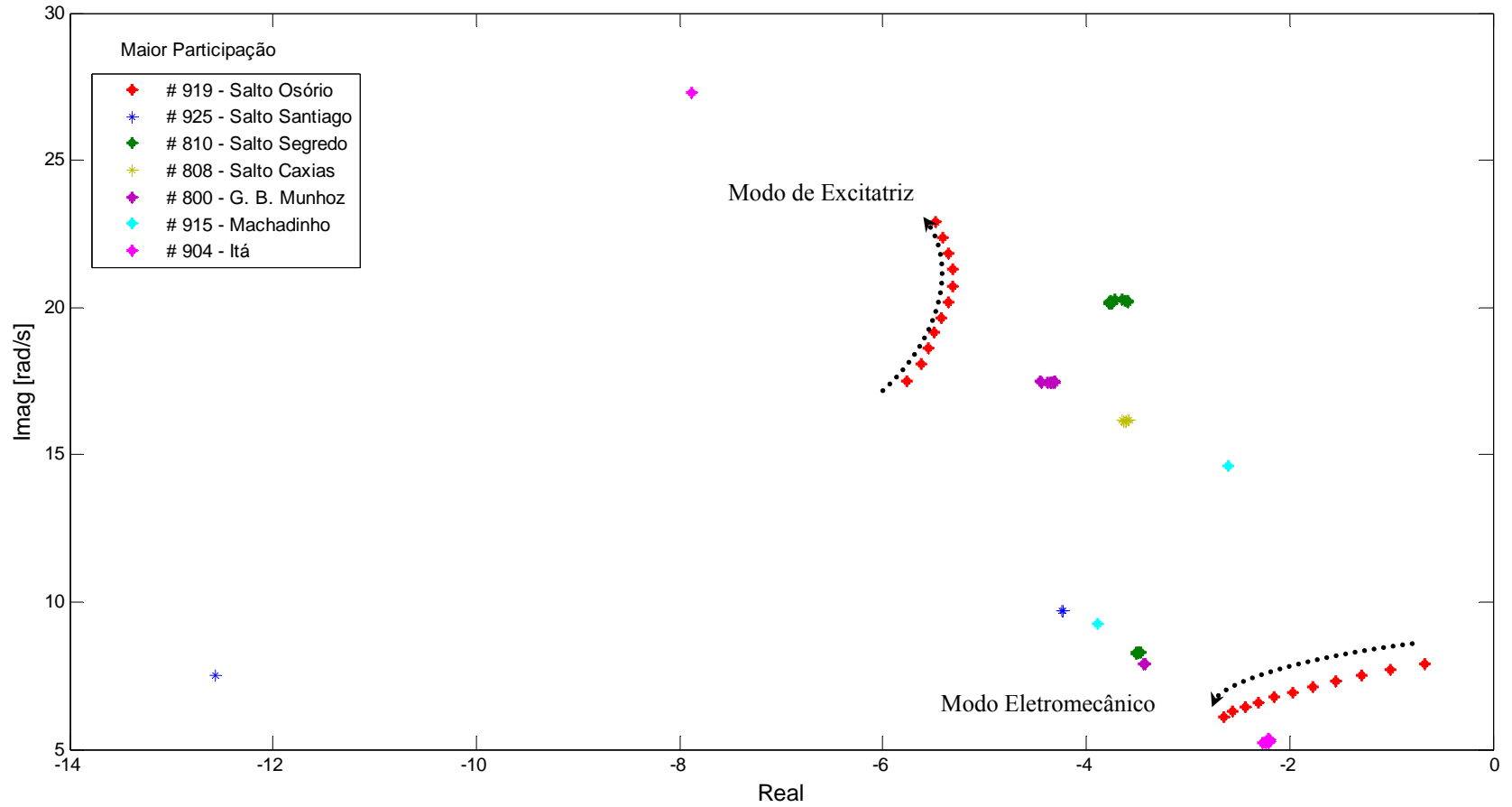


Figura 32 – Variação dos Ganhos do PSS do gerador # 919 - Salto Osório

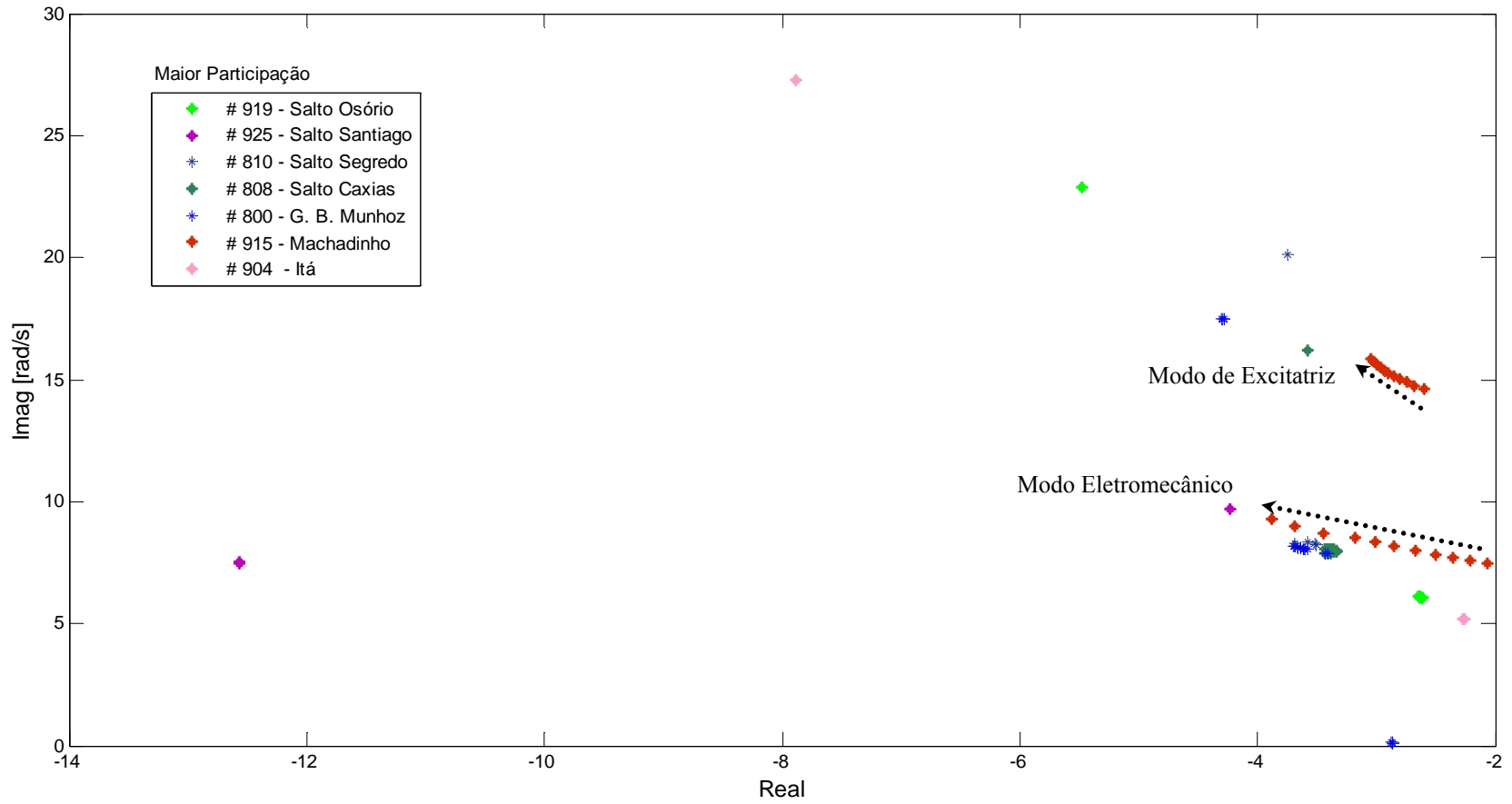


Figura 33– Variação dos Ganhos do PSS do gerador # 915 - Machadinho

6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

6.1 - CONCLUSÕES

Apresentamos, a seguir, as conclusões da presente dissertação de mestrado.

O trabalho procurou apresentar uma solução para o problema de oscilações pouco amortecidas dos modos eletromecânicos e de excitatriz de um sistema de potência exemplo, dotado de sistemas de excitação rápidos.

Para solução do problema em questão, utilizamos na pesquisa sinais estabilizadores de sistema de potência (PSS), cujo ajuste foi feito aplicando-se uma ferramenta matemática, concebida na década de sessenta por Holland e denominada Algoritmo Genético (AG).

Optamos pelo ajuste simultâneo, pois o ajuste individualizado pode mostrar-se bastante ineficiente para sistemas elétricos cujo desempenho não venha sendo monitorado progressivamente, especialmente quando se tratando de sistemas de grande porte, intrinsecamente multimodais.

O critério de convergência buscou atender a um posicionamento adequado dos modos eletromecânicos e de excitatriz, maiores responsáveis pelo desempenho oscilatório dos sistemas de potência.

O conjunto solução obtido pela aplicação dos algoritmos genéticos mostrou, de maneira clara, ser possível atender a um posicionamento adequado dos modos oscilatórios, desta forma tornando o sistema mais robusto frente às pequenas perturbações. Entretanto, não foi possível garantir essa robustez frente às grandes perturbações associadas à estabilidade transitória, especialmente quando considerando a aplicação de perturbações que aproximem o sistema de potência de seus limites de estabilidade de regimes permanente e transitório. Este é um problema correlato, mas de outra dimensão, não linear, sendo determinado mais por outros efeitos como rapidez dos sistemas de excitação e capacidade de transmissão de potência através do sistema elétrico.

Os ajustes obtidos no campo por qualquer método é adequado para um conjunto grande de contingências, porém existindo contingências que o sistema não resiste, então lança-se mão dos esquemas de emergência como corte de carga, corte de geração, etc.

As simulações dos dois últimos casos relativos a aplicação de PSS, quando considerando as 4 (quatro) contingências simuladas, revelaram um sistema elétrico ainda estável frente as perturbações aplicadas, mas com oscilações extremamente não lineares, próximas ao limiar de instabilidade transitória e, com tempo de assentamento pelo menos igual ao dobro do tempo previsto para uma convergência linear.

A técnica de posicionamento de pólos a partir do apoio dos algoritmos genéticos não pode, naturalmente, antecipar as dificuldades impostas por perturbações muito severas, ou mesmo, pela proximidade do ponto de operação pré-falta do limite de estabilidade estática. Quanto ao efeito da estabilização dos modos eletromecânicos, isto foi demonstrado claramente através da discussão dos casos simulados considerando a inclusão do efeito dos PSS e comparando com os casos apenas considerando o efeito dos sistemas de excitação.

Foi verificado nas simulações que o tempo de assentamento da resposta, inversamente proporcional às constantes de amortecimento reduziu-se consideravelmente após a aplicação dos ajustes propiciados pela técnica dos algoritmos genéticos.

Tempos menores de assentamento poderiam ser conseguidos, dependendo apenas da alteração dos valores de amortecimento centrais fornecidos como entrada para a ação do AG. O critério de convergência do AG poderia também, se desejado, contribuir para os tempos de assentamento, ao invés de para as constantes de amortecimento relativo.

6.2 - TRABALHOS FUTUROS

Dentre as sugestões para futuros desenvolvimentos nesta área de aplicação de algoritmos genéticos, podemos incluir o ajuste de funções de estabilização mais realistas para estabilização (PSS) em sistemas multimáquinas, e de forma que o conjunto de condições englobe diversos pontos de operação em regime permanente. O objetivo é

permitir ajustes mais robustos, portanto evitando maior deterioração no amortecimento das oscilações na transição do sistema entre os pontos de operação referidos.

Outra sugestão é a utilização da mesma técnica de algoritmos genéticos na busca da otimização da operação a partir da utilização de outras formas de ajuste ou outros critérios, até mesmo em conjunto com a metodologia do presente trabalho (alocação de pólos).

Também pode ser interessante proceder, ainda usando a técnica de algoritmos genéticos, a busca para otimização do desempenho considerando ajustes simultâneos dos sistemas de excitação e dos sistemas de estabilização suplementar, com a utilização de outros sinais para modulação (potência acelerante, frequência, etc.).

APÊNDICE A – MODELOS DOS EQUIPAMENTOS

Neste apêndice são descritos os modelos dos equipamentos utilizados na composição do sistema teste estudado.

A.1 Máquina Síncrona

O PSAT utiliza o modelo de Park-Concordia para representar as equações das máquinas síncronas, cujo esquema é retratado na Figura 34 [24]. Vários níveis de simplificação são aplicados, desde as equações de oscilação clássicas até um modelo de oitava ordem, que considera os efeitos de saturação magnética. A Figura 35 representa o diagrama de blocos dos eixos d e q dos fluxos do estator para o modelo de sexta ordem enquanto que a Figura 36 ilustra a característica de saturação do campo de máquinas síncronas.

A relação entre os fasores da rede e a tensão da máquina são dadas por:

$$\begin{aligned} v_d &= V \sin(\delta - \theta) \\ v_q &= V \cos(\delta - \theta) \end{aligned}$$

Enquanto que as injeções de potência são expressas da seguinte forma:

$$\begin{aligned} P &= v_d i_d + v_q i_q \\ Q &= v_q i_d - v_d i_q \end{aligned}$$

A tensão de campo possui uma realimentação da velocidade do rotor e da potência ativa produzida pela máquina:

$$v_f^* = v_f + K_\omega(\omega - 1) + K_P(P_m - P(x, V, \theta))$$

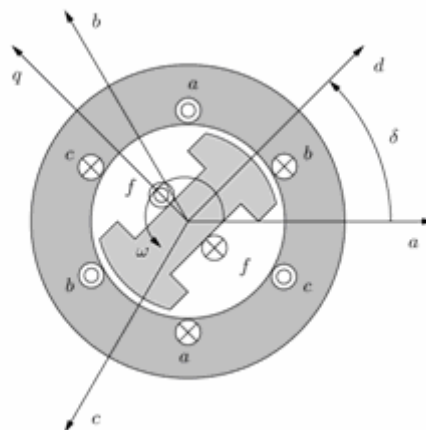


Figura 34 – Esquemático de uma máquina síncrona trifásica

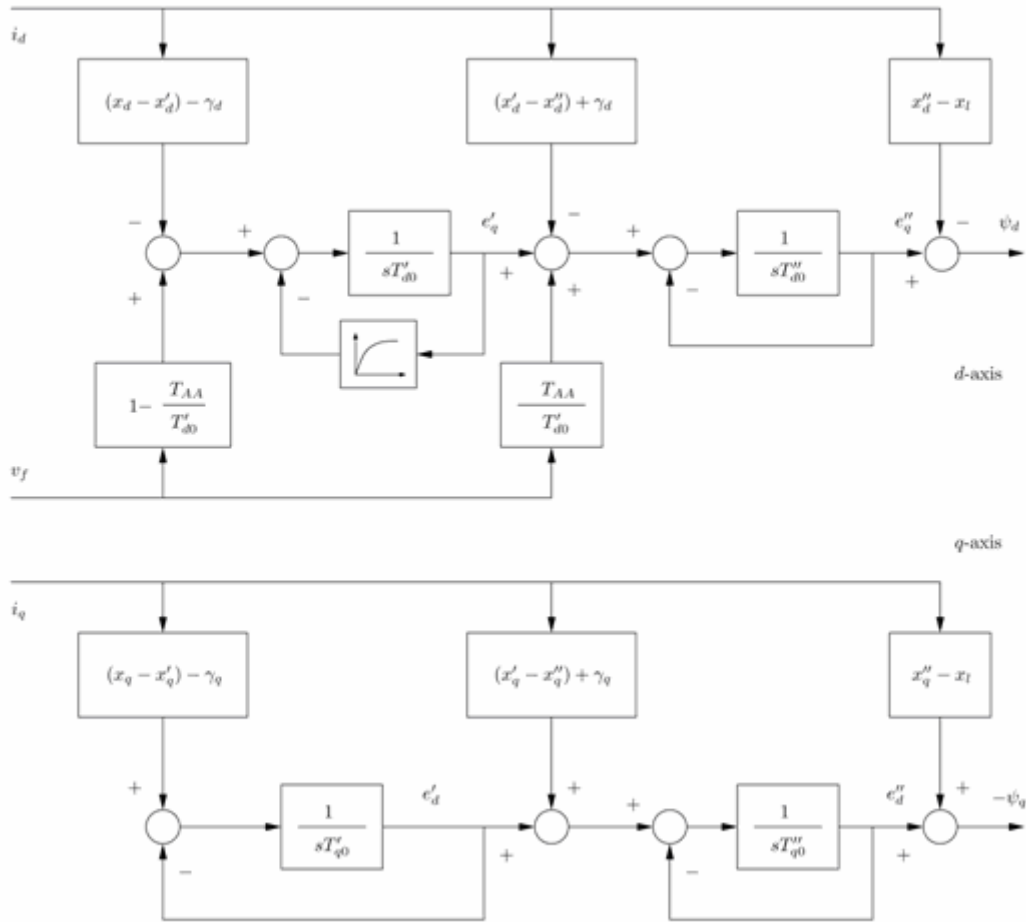


Figura 35– Diagrama de blocos dos eixos d e q dos fluxos do estator

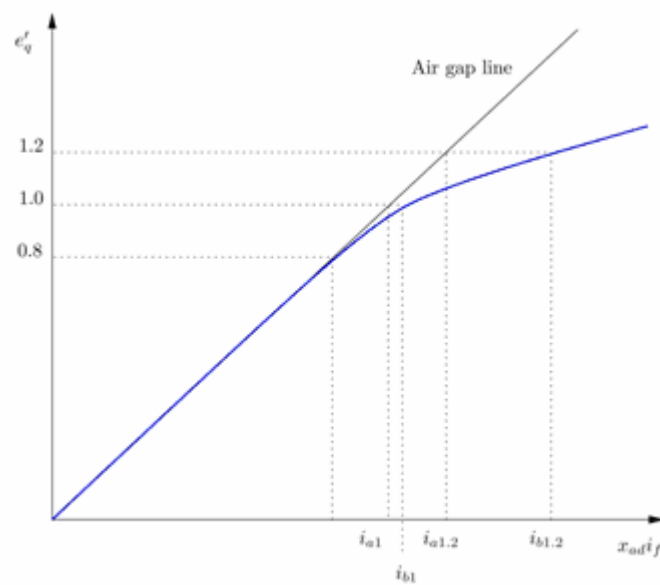


Figura 36 - Características da saturação magnética de Máquinas Síncronas

A.1.1 Modelo de quinta ordem

Em nosso sistema teste, consideramos o modelo de quinta ordem, tipo 2.

O modelo de quinta ordem, tipo 2 pode ser obtido assumindo apenas um circuito adicional no eixo d. O modelo resultante tem cinco variáveis de estados $\delta, \omega, e'_q, e''_q$ e e''_d , que são descritas pelas seguintes equações diferenciais:

$$\begin{aligned} \dot{\delta} &= \Omega_b(\omega - 1) \\ \dot{\omega} &= (P_m - P_e - D(\omega - 1))/M \\ \dot{e}'_q &= (-f_s(e'_q) - (x_d - x'_d - \frac{T''_{d0}}{T'_{d0}} \frac{x''_d}{x'_d} (x_d - x'_d))i_d + (1 - \frac{T_{AA}}{T'_{d0}})v_f^*)/T'_{d0} \\ \dot{e}''_q &= (-e''_q + e'_q - (x'_d - x''_d + \frac{T''_{d0}}{T'_{d0}} \frac{x''_d}{x'_d} (x_d - x'_d))i_d + \frac{T_{AA}}{T'_{d0}} v_f^*)/T''_{d0} \\ \dot{e}''_d &= (-e''_d + (x_q - x''_q)i_q)/T''_{q0} \end{aligned}$$

Onde a potência elétrica é:

$$P_e = (v_q + r_a i_q)i_q + (v_d + r_a i_d)i_d$$

As relações entre as tensões e correntes da máquina são dadas por:

$$\begin{aligned} 0 &= v_q + r_a i_q - e'_q + (x'_d - x_l)i_d \\ 0 &= v_d + r_a i_d - (x'_d - x_l)i_q \end{aligned}$$

Parâmetros da Máquina Síncrona

A Tabela abaixo fornece os parâmetros do modelo de quinta ordem (modelo V.2), utilizado nas simulações dessa dissertação:

Variável	Descrição	Unidade
r_a	Resistência de armadura	p.u.
x_d	Reatância síncrona de eixo d	p.u.
x'_d	Reatância transitória de eixo d	p.u.
x''_d	Reatância subtransitória de eixo d	p.u.
T'_{d0}	Constante de tempo transitória de circuito aberto do eixo d	s
T''_{d0}	Constante de tempo subtransitória de circuito aberto do eixo d	s
x_q	Reatância síncrona de eixo q	p.u.
x''_q	Reatância subtransitória de eixo q	p.u.
T''_{q0}	Constante de tempo subtransitória de circuito aberto do eixo q	s
$M=2H$	Coefficiente de inércia (2X Constante de Inércia H)	kWs/kVA
D	Coefficiente de amortecimento do Gerador Síncrono	p.u.
K_ω	Ganho de realimentação de velocidade	ganho

K_p	Ganho de realimentação de potência ativa	ganho
T_{AA}	Constante de tempo de dispersão adicional ao eixo d	s

A.2 Regulador Automático de Tensão (RAT)

Reguladores automáticos de Tensão definem a regulação primária de tensão de máquinas síncronas. Diversos modelos tem sido propostos e implementados na prática. O PSAT permite utilizar três diferentes tipos de RAT. O RAT tipo I é um regulador padrão italiano (ENEL) e o RAT tipo II é o modelo padrão do IEEE 1. O RAT tipo III é o mais simples dos três, porém muito utilizado nos estudos de estabilidade.

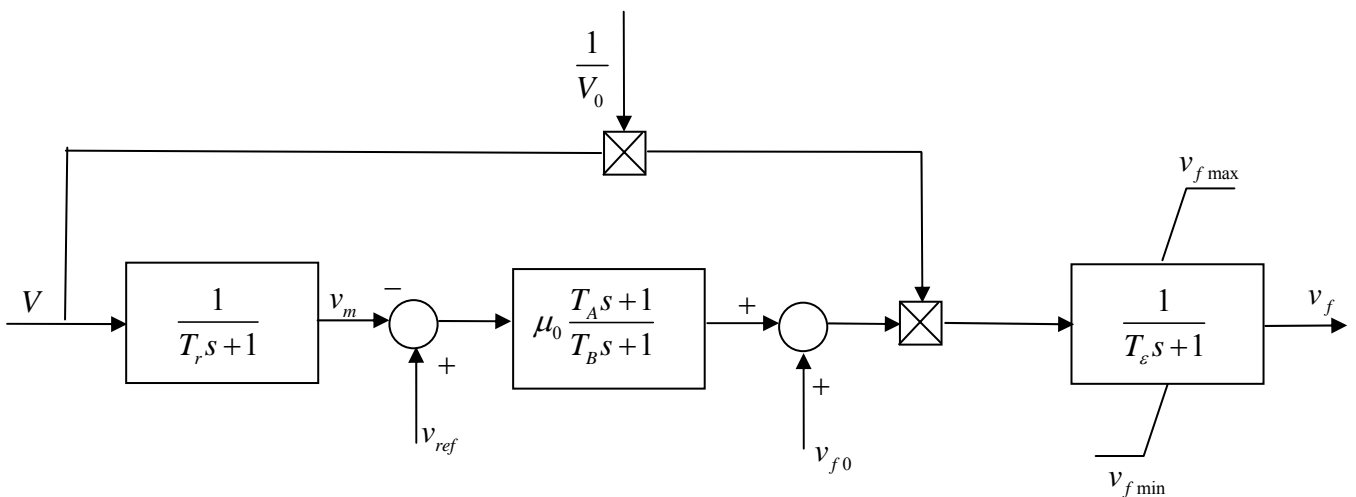


Figura 37 - Regulador automático de tensão tipo III

Para todas as simulações apresentadas neste trabalho foi utilizado o modelo de RAT tipo III. A Figura 37 mostra o diagrama de blocos para esse modelo. Na seqüência, temos as equações que o representam.

$$\begin{aligned} \dot{v}_m &= (V - v_m) / T_r \\ v_r &= (\mu_0 (1 - \frac{T_A}{T_B})(v_{ref} - v_m) - v_r) / T_B \\ \dot{v}_f &= ((v_r + \mu_0 \frac{T_A}{T_B}(v_{ref} - v_m) + v_{f0}) \frac{V}{V_0}) / T_e \end{aligned}$$

Parâmetros do Regulador Automático de Tensão

Variável	Descrição	Unidade
$v_{f \max}$	Tensão de campo máxima	p.u.
$v_{f \min}$	Tensão de campo mínima	p.u.
μ_0	Ganho do regulador	p.u./p.u.
T_A	Zero do Regulador	s
T_B	Pólo do Regulador	s
v_{f0}	Referência da tensão de campo	p.u.
T_r	Constante de tempo do RAT	

A.3 Estabilizadores de Sistemas de Potência (PSS)

Os PSS são tipicamente usados para amortecer oscilações de sistemas de potência e muitos diferentes modelos tem sido proposto na literatura. Cinco modelos de PSS foram implementados no PSAT.

Todos os modelos aceitam como sinal de entrada a velocidade do rotor ω , a potência ativa P_g e a magnitude de tensão da barra ao qual o PSS está conectado através do regulador automático de tensão.

Para todas as simulações apresentadas neste trabalho foi utilizado o modelo de PSS tipo II. A Figura 38 mostra o diagrama de blocos para esse modelo. Na seqüência, temos as equações que o representam.

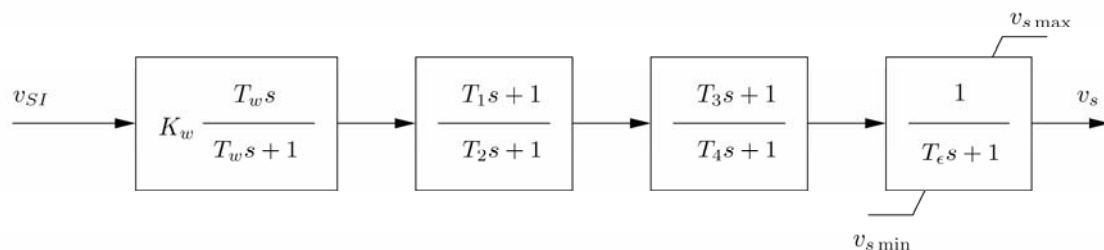


Figura 38 - Estabilizador de Sistema de Potência tipo II

$$\begin{aligned} \dot{v}_1 &= -(K_w v_{SI} + v_1)/T_w \\ \dot{v}_2 &= \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right)(K_w v_{SI} + v_1) - v_2)/T_2 \\ \dot{v}_3 &= \left(1 - \frac{T_3}{T_4}\right)\left(v_2 + \frac{T_1}{T_2}(K_w v_{SI} + v_1)\right) - v_3)/T_4 \\ \dot{v}_s &= \left(v_3 + \frac{T_3}{T_4}\left(v_2 + \frac{T_1}{T_2}(K_w v_{SI} + v_1)\right) - v_s\right)/T_\epsilon \end{aligned}$$

Parâmetros do Estabilizador de Sistemas de Potência (PSS)

Variável	Descrição	Unidade
$v_{s \max}$	Máximo sinal de saída do estabilizador	p.u.
$v_{s \min}$	Mínimo sinal de saída do estabilizador	p.u.
K_w	Ganho do regulador	p.u./p.u.
T_w	Constante de tempo do Wash-out	s
T_1	Constante de tempo do bloco avanço-atraso	s
T_2	Constante de tempo do bloco avanço-atraso	s
T_3	Constante de tempo do bloco avanço-atraso	s
T_4	Constante de tempo do bloco avanço-atraso	s

A.4 Linha de Transmissão

O modelo de linha de transmissão utilizado neste trabalho, para todas as simulações é o modelo equivalente π , que possui seus parâmetros fixos (resistência, reatância e capacitância). Neste modelo, temos que a reatância indutiva série da linha é dada por jX , a resistência série dada por R e a reatância capacitiva paralela por $jB/2$, como ilustrado na Figura 39:

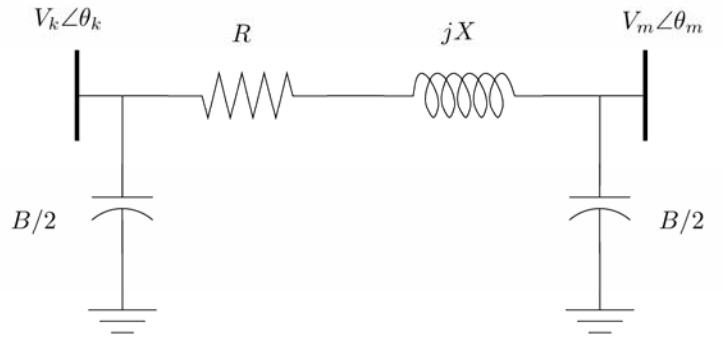


Figura 39 - Modelo equivalente π - representação de linha de transmissão

A.5 Carga

Foi utilizado neste trabalho, o modelo de carga conhecido como modelo *ZIP*, modelo este muito utilizado em estudos de estabilidade. Este modelo é constituído pelos seguintes componentes: Impedância constante Z , corrente constante I , potência ativa constante P e potência reativa constante Q . Os parâmetros desse modelo são os coeficientes A , B e C para a potência ativa e D , E e F para a potência reativa, que definem a proporção de cada componente. Este modelo representa a dependência da carga da magnitude da tensão, como mostrado nas equações a seguir:

$$P = P_0 \left(A + B\bar{V} + C\bar{V}^2 \right), \text{ onde } \bar{V} = \frac{V}{V_0}$$

$$A + B + C = 1$$

$$Q = Q_0 \left(D + E\bar{V} + F\bar{V}^2 \right), \text{ onde } \bar{V} = \frac{V}{V_0}$$

$$D + E + F = 1$$

Obs.: V_0 e P_0 são grandezas medidas.

APENCICE B – DADOS DO SISTEMA TESTE ESTUDADO

Este apêndice fornece os dados do sistema teste estudado denominado STB-33.

O sistema teste possui 33 barras e seu diagrama unifilar é apresentado na Figura 40. Este sistema teste foi proposto na referência [28] e todo o material para uso didático encontra-se disponível gratuitamente em <http://www.sistemas-teste.com.br>.

Na Figura 40 é apresentado o diagrama unifilar do sistema teste com 33 barras. Este sistema foi elaborado a partir de dados extraídos da malha de 500kV da região Sul do Brasil, acoplado com um trecho em 230kV, formando um anel. A escolha deste sistema se deve às suas características topológicas de um arranjo todo malhado que interliga as usinas da região, formando um sistema de transmissão robusto

Tal sistema foi dividido em duas áreas geoeletricas A e B, interligadas por duas linhas de transmissão e um transformador, em pontos distintos da rede. Cada área possui capacidade instalada de geração suficiente para atender a demanda total das suas cargas. Porém, a capacidade de geração da área A está próxima de seu limite, enquanto que a área B possui um montante de geração maior que a da área A e o seu mercado consumidor é pequeno, acarretando numa folga de geração. Por essa razão, o intercâmbio entre as áreas ocorre de B para área A.

No sistema teste proposto, a tensão nominal de operação é igual a tensão base do sistema, correspondendo sempre a 500kV, sem qualquer conversão de base. Os dados deste sistema encontram-se abaixo.

Na presente dissertação de mestrado, os dados dos Reguladores automáticos de Tensão não seguiram a mesma representação descrita em [28]. Foi utilizado nesta dissertação o RAT tipo III do PSAT, muito utilizado nos estudo de estabilidade, cuja descrição encontra-se no apêndice A.

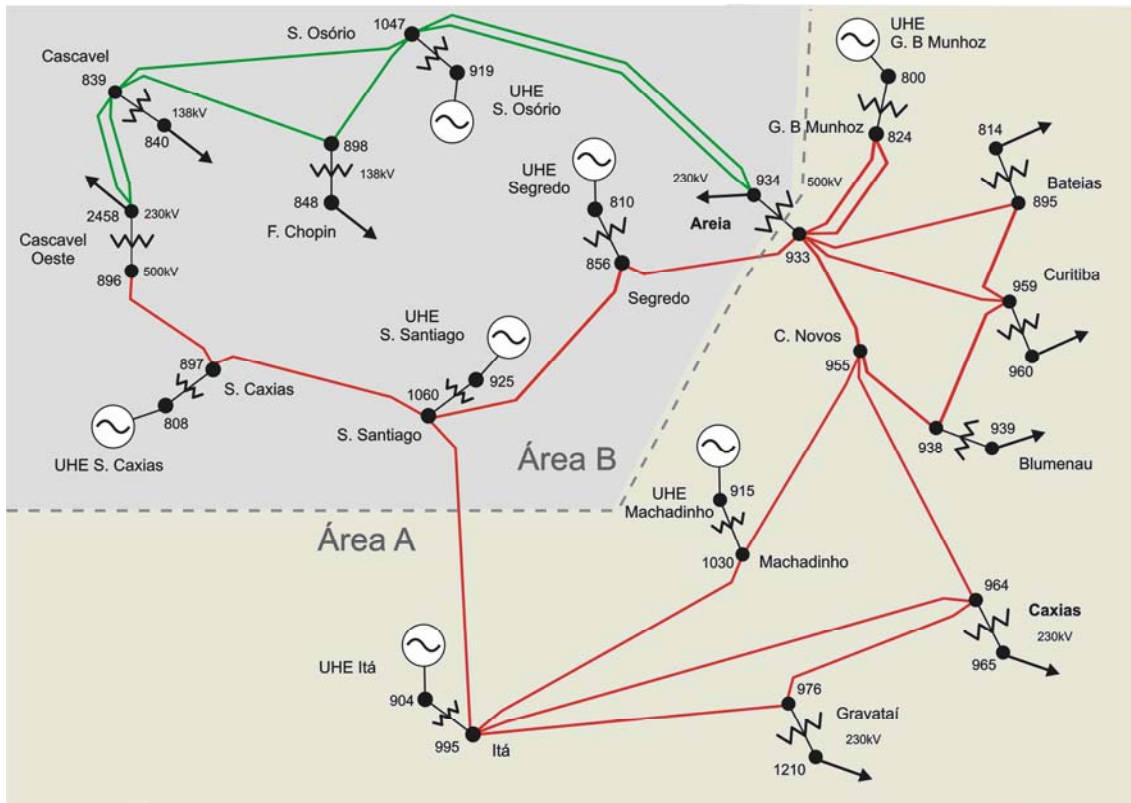


Figura 40 - Diagrama unifilar do sistema teste brasileiro de 33 barras (STB-33)

Fonte: Referência [28]

B.1 Dados do Sistema Teste STB-33

B.1.1 Dados das Barras

Nº.	Nome	Tipo	Tensão	Faixa	
				Max	Min
800	Gov. Bento Munhoz	V0	13,8	1,050	0,950
808	Salto Caxias	PV	13,8	1,050	0,950
810	Salto Segredo	PV	13,8	1,050	0,950
814	Bateias	PQ	230	1,050	0,950
824	Gov. Bento Munhoz	PQ	500	1,090	0,950
839	Cascavel	PQ	230	1,050	0,950
840	Cascavel	PQ	138	1,050	0,950
848	Foz do Chopin	PQ	138	1,050	0,950
856	Segredo	PQ	500	1,090	0,950
895	Bateias	PQ	500	1,090	0,950
896	Cascavel do Oeste	PQ	500	1,090	0,950
897	Salto Caxias	PQ	500	1,090	0,950
898	Foz do Chopin	PQ	230	1,050	0,950
904	Itá	PV	13,8	1,050	0,950
915	Machadinho	PV	13,8	1,050	0,950
919	Salto Osório	PV	13,8	1,050	0,950

APÊNDICE B

Nº.	Nome	Tipo	Tensão	Faixa	
				Max	Min
925	Salto Santiago	PV	13,8	1,050	0,950
933	Areia	PQ	500	1,090	0,950
934	Areia	PQ	230	1,050	0,950
938	Blumenau	PQ	500	1,090	0,950
939	Blumenau	PQ	230	1,050	0,950
955	Campos Novos	PQ	500	1,090	0,950
959	Curitiba	PQ	500	1,090	0,950
960	Curitiba	PQ	230	1,050	0,950
964	Caxias	PQ	500	1,090	0,950
965	Caxias	PQ	230	1,050	0,950
976	Gravataí	PQ	500	1,090	0,950
995	Itá	PQ	500	1,090	0,950
1030	Machadinho	PQ	500	1,090	0,950
1047	Salto Osório	PQ	230	1,050	0,950
1060	Salto Santiago	PQ	500	1,090	0,950
1210	Gravataí-230	PQ	230	1,050	0,950
2458	Cascavel-230	PQ	230	1,050	0,950

Coluna	Descrição
Nº.	Número de identificação da barra.
Nome	Nome de identificação da barra.
Tipo	Corresponde ao tipo de barra a ser representado nos dados de fluxo de potência, onde: Tipo V θ = Barra de referência ou swing Tipo PV = Barra de tensão regulada ou de geração Tipo PQ = Barra de carga
Tensão	Corresponde a tensão nominal de operação da barra, em kV.
Faixa	Faixa de tensão correspondente aos níveis máximos e mínimos de tensão que a barra pode operar em regime permanente, em p.u.

B.1.2 Dados de Linha

Seqüência Positiva e Negativa										Seqüência Zero	
De	Para	Nome	V	Circ	R ₊	X ₊	B	CN	CE	R ₀	X ₀
824	933	G.B.Munhoz-Areia	500	1	0,0100	0,1240	15,204	2182	2182	0,04	0,29
824	933	G.B.Munhoz-Areia	500	2	0,0100	0,1260	15,428	2182	2182	0,04	0,29
839	898	Cascavel-F.Chopin	230	1	1,1300	6,9900	12,617	189	318	4,88	19,51
839	1047	Cascavel-S.Osório	230	1	1,2200	7,6900	13,810	189	323	5,44	21,20
839	2458	Cascavel-Cascavel Oeste	230	1	0,2200	1,0900	1,8601	319	413	0,77	2,95
839	2458	Cascavel-Cascavel Oeste	230	2	0,1700	1,0300	2,0537	356	356	0,65	3,26
856	933	Segredo-Areia	500	1	0,0520	0,6540	80,493	2273	2273	0,29	1,68
856	1060	Segredo-S.Santiago	500	1	0,0560	0,6970	85,746	2182	2182	0,31	1,79
896	897	Cascavel Oeste-S.Caxias	500	1	0,0500	0,7300	78,060	1637	1637	0,50	1,90
898	1047	F.Chopin-S.Osório	230	1	0,1500	0,8900	1,6317	324	324	0,62	2,51

APÊNDICE B

Seqüência Positiva e Negativa										Seqüência Zero	
De	Para	Nome	V	Circ	R₊	X₊	B	CN	CE	R₀	X₀
933	895	Areia-Bateias	500	1	0,2000	2,5500	312,72	2110	2110	2,77	10,53
933	955	Areia-Campos Novos	500	1	0,1620	2,0480	250,17	2110	2110	2,22	8,44
933	959	Areia-Curitiba	500	1	0,2000	2,6900	336,40	2182	2182	2,72	10,86
934	1047	Areia-Salto Osório	230	1	3,0450	15,738	27,123	319	319	15,21	44,43
934	1047	Areia-Salto Osório	230	2	3,0410	15,718	27,089	319	319	15,20	44,40
938	955	Blumenau-C.Novos	500	1	0,2556	2,9224	360,40	2037	2037	3,17	12,06
938	959	Blumenau-Curitiba	500	1	0,1270	1,6030	195,89	1266	1266	1,73	6,60
955	964	Campos Novos-Caxias	500	1	0,1877	2,3467	287,24	1688	1688	2,42	8,76
959	895	Curitiba-Bateias	500	1	0,0500	0,4400	47,580	2110	2110	0,47	1,80
964	976	Caxias-Gravataí	500	1	0,0733	0,9164	112,17	1688	1688	0,98	3,55
976	995	Gravataí-Itá	500	1	0,2820	3,8520	493,70	1688	1688	3,62	15,18
995	964	Itá-Caxias	500	1	0,1643	3,0339	354,88	2182	2182	3,04	11,54
995	1030	Itá-Machadinho	500	1	0,0730	0,9200	112,26	2182	2182	0,83	3,22
995	1060	Itá-Salto Santiago	500	1	0,1720	2,1700	265,16	2110	2110	2,35	8,94
1030	955	Machadinho-C.Novos	500	1	0,0470	0,5900	71,818	2182	2182	0,48	1,86
1060	897	S.Santiago-S.Caxias	500	1	0,0760	1,1710	124,58	2370	2681	0,80	3,04

Impedância Mútua entre Linhas									
Linha 1				Linha 2				R_M	X_M
De	Para	Nº	Tensão	De	Para	Nº	Tensão		
934	1047	1	230	934	1047	2	230	11,82	20,94
824	933	1	500	824	933	2	500	0,04	0,08
839	2458	1	230	839	2458	2	230	3,43	5,81

Coluna	Descrição
De	Número de identificação da barra de origem.
Para	Número de identificação da barra de destino.
Nome	Nome de identificação do circuito.
V	Tensão nominal de operação do circuito, em kV.
Circ	Número de identificação do circuito.
R ₊	Resistência equivalente de seqüência positiva do circuito, em %.
X ₊	Reatância equivalente de seqüência positiva do circuito, em %.
B	Susceptância shunt total do circuito, em Mvar.
CN	Capacidade de carregamento do circuito em condições normais de operação, em MVA.
CE	Capacidade de carregamento do circuito em condições de emergência, em MVA.
R ₀	Resistência equivalente de seqüência zero do circuito, em %.
X ₀	Reatância equivalente de seqüência zero do circuito, em %.
Linha 1	Primeira linha de transmissão ou circuito um no caso de circuitos paralelos.
Linha 2	Segunda linha de transmissão ou circuito dois no caso de circuitos paralelos.
R _M	Parte resistiva da impedância mútua (seqüência zero do circuito), em %.

APÊNDICE B

Coluna	Descrição
X_M	Parte reativa da impedância mútua (seqüência zero do circuito), em %.

B.1.3 Dados de Transformadores

Seqüência Positiva e Negativa													
De	Para	Nome	Nº.	RT	Pot	R_+	X_+	Tap min	Tap max	Pos	Tp	Cn	Ce
895	814	Bateias	1	500/230	600	0,032	1,146	0,90	1,10	19	V	600	600
895	814	Bateias	2	500/230	600	0,030	1,1651	0,90	1,10	19	V	600	600
800	824	G.B.Munhoz	1	16/500	465	0,000	3,360	0,95	1,05	5	F	465	465
800	824	G.B.Munhoz	2	16/500	465	0,000	3,360	0,95	1,05	5	F	465	465
800	824	G.B.Munhoz	3	16/500	465	0,000	3,360	0,95	1,05	5	F	465	465
839	840	Cascavel	1	230/138	150	0,000	6,640	0,881	1,136	16	V	150	150
839	840	Cascavel	2	230/138	150	0,000	6,290	0,881	1,136	16	V	150	150
810	856	Salto Segredo	1	13,8/500	333	0,000	4,200	0,95	1,05	5	F	333	333
810	856	Salto Segredo	2	13,8/500	333	0,000	4,200	0,95	1,05	5	F	333	333
810	856	Salto Segredo	3	13,8/500	333	0,000	4,200	0,95	1,05	5	F	333	333
810	856	Salto Segredo	4	13,8/500	333	0,000	4,200	0,95	1,05	5	F	333	333
897	808	Salto Caxias	1	13,8/500	345	0,000	4,080	0,95	1,05	5	F	345	345
897	808	Salto Caxias	2	13,8/500	345	0,000	4,080	0,95	1,05	5	F	345	345
897	808	Salto Caxias	3	13,8/500	345	0,000	4,080	0,95	1,05	5	F	345	345
897	808	Salto Caxias	4	13,8/500	345	0,000	4,080	0,95	1,05	5	F	345	345
898	848	Foz do Chopin	1	230/138	150	0,000	6,360	0,881	1,136	16	V	150	150
933	934	Areia	1	500/230	672	0,031	1,207	0,90	1,10	19	V	672	806
938	939	Blumenau	1	500/230	672	0,031	1,150	0,90	1,10	19	V	672	806
938	939	Blumenau	2	500/230	672	0,032	1,163	0,90	1,10	19	V	672	806
938	939	Blumenau	3	500/230	672	0,000	1,277	0,90	1,10	19	V	672	672
959	960	Curitiba	1	500/230	672	0,032	1,163	0,90	1,10	19	V	672	806
959	960	Curitiba	2	500/230	672	0,031	1,166	0,90	1,10	19	V	672	806
964	965	Caxias	1	500/230	672	0,020	1,211	0,90	1,10	19	V	672	806
964	965	Caxias	2	500/230	672	0,020	1,233	0,90	1,10	19	V	672	806
904	995	Itá	1	16/500	305	0,050	4,615	0,95	1,05	5	F	305	305
904	995	Itá	2	16/500	305	0,050	4,615	0,95	1,05	5	F	305	305
904	995	Itá	3	16/500	305	0,050	4,615	0,95	1,05	5	F	305	305
915	1030	Machadinho	1	16/500	420	0,000	4,131	0,95	1,05	5	F	420	420
919	1047	Salto Osório	1	13,8/230	196	0,080	6,809	0,95	1,05	5	F	196	196
919	1047	Salto Osório	2	13,8/230	196	0,080	6,809	0,95	1,05	5	F	196	196
919	1047	Salto Osório	3	13,8/230	196	0,080	6,809	0,95	1,05	5	F	196	196
919	1047	Salto Osório	4	13,8/230	196	0,080	6,809	0,95	1,05	5	F	196	196
925	1060	S.Santiago	1	19/500	415	0,040	4,545	0,95	1,05	5	F	415	415
925	1060	S.Santiago	2	19/500	415	0,040	4,545	0,95	1,05	5	F	415	415
925	1060	S.Santiago	3	19/500	415	0,040	4,545	0,95	1,05	5	F	415	415
976	1210	Gravataí	1	500/230	672	0,030	1,219	0,90	1,10	19	V	672	806
976	1210	Gravataí	2	500/230	672	0,039	1,138	0,90	1,10	19	V	672	806
976	1210	Gravataí	3	500/230	672	0,036	1,217	0,90	1,10	19	V	672	806
896	2458	Cascavel Oeste	1	500/230	600	0,000	1,270	0,90	1,10	19	V	600	600

APÊNDICE B

Tabela das derivações de tapes dos transformadores					
5 Posições		16 Posições		19 Posições	
Posição	Tape	Posição	Tape	Posição	Tape
1	1,050	1	1,136	1	1,1000
2	1,025	2	1,119	2	1,0889
3	1,000	3	1,102	3	1,0778
4	0,975	4	1,085	4	1,0667
5	0,950	5	1,068	5	1,0555
		6	1,051	6	1,0444
		7	1,034	7	1,0333
		8	1,017	8	1,0222
		9	1,000	9	1,0111
		10	0,983	10	1,0000
		11	0,966	11	0,9889
		12	0,949	12	0,9778
		13	0,932	13	0,9667
		14	0,915	14	0,9556
		15	0,898	15	0,9444
		16	0,881	16	0,9333
				17	0,9222
				18	0,9111
				19	0,9000

Coluna	Descrição
De	Número de identificação da barra de origem.
Para	Número de identificação da barra de destino.
Nome	Nome de identificação da unidade transformadora.
Nº.	Número de identificação da unidade transformadora.
RT	Relação de transformação da unidade transformadora, em kV.
Pot	Potência nominal da unidade transformadora, em MVA.
R ₊	Resistência equivalente de seqüência positiva da unidade transformadora, em %.
X ₊	Reatância equivalente de seqüência positiva da unidade transformadora, em %.
Tap Min	Valor mínimo que o tape da unidade transformadora pode assumir para transformadores com variação automática de tape, em pu.
Tap Max	Valor máximo que o tape da unidade transformadora pode assumir para transformadores com variação automática de tape, em pu.
Pos	Número de posições entre tape mínimo e tape máximo.
Tp	Tipo de transformador, onde: F = tape fixo e V = tape variável em carga.
Cn	Capacidade máxima de transformação em condições normais de operação, em MVA.
Ce	Capacidade máxima de transformação em condições de emergência, em MVA.
Posição	Número da posição do tape.
Tape	Valor do tape, em pu.

B.1.4 Dados de Carga

Barra	Nome	Tensão	Carga	
			MW	Mvar
814	Bateias	230	680	130
960	Curitiba	230	790	330
939	Blumenau	230	940	50
965	Caxias	230	700	49
1210	Gravatá	230	1100	400
934	Areia	230	235	57
2458	Cascavel do Oeste	230	400	125
840	Cascavel	138	150	32
848	Foz do Chopin	138	90	17
Total			5 085	1 190

B.1.5 Modelo e Dados de Geradores

O modelo de gerador utilizado foi o de quinta ordem (V.2) do programa PSAT assumindo apenas um circuito adicional no eixo d.

Bar	Nome	Nº	x_d	x_q	x'_d	$x''_d = x''_q$	x_l	T'_{d0}	T''_{d0}	T''_{q0}	H	P	R_a	T
800	G.B.M	4	91,89	68,63	30,25	24,22	16,13	7,92	0,06	0,09	4,439	419	0	H
808	S.Caxias	4	87,85	56,61	24,51	19,86	10,35	7,59	0,07	0,17	4,071	333	0	H
810	S. Segredo	4	87,85	56,61	24,51	19,86	10,35	7,59	0,07	0,17	4,071	333	0	H
904	Itá	5	110,0	73,0	31,0	24,0	16,0	6,90	0,043	0,040	4,349	305	0,42	H
915	Machadinho	3	100,0	75,0	32,0	26,0	22,0	6,0	0,09	0,09	4,844	418,5	0	H
919	S.Osório	4	119,9	59,96	30,94	25,48	10,92	8,27	0,050	0,070	3,620	182	0	H
925	S.Santiago	4	91,79	62,25	31,65	23,21	18,86	10,0	0,040	0,130	3,873	369,8	0	H

Coluna	Descrição
Bar	Número de identificação da barra onde está ligada a unidade geradora.
Nome	Número da unidade geradora.
Nº.	Número de unidades geradoras da usina.
X_d	Reatância síncrona de eixo direto por máquina, em %.
X_q	Reatância síncrona de eixo em quadratura por máquina, em %.
X'_d	Reatância transitória de eixo direto por máquina, em %.
X''_d	Reatância subtransitória de eixo direto por máquina, em %.
X_l	Reatância de dispersão da armadura por máquina, em %.
T'_{d0}	Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto, em segundos.
T''_{d0}	Constante de tempo subtransitória de eixo direto em circuito aberto, em segundos.
T''_{q0}	Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em circuito aberto, em segundos.
H	Constante de inércia, em segundos. Representa a relação entre a energia cinética armazenada

APÊNDICE B

Coluna	Descrição
	no grupo turbina-gerador, à velocidade síncrona, e a potência aparente nominal da máquina.
P	Potência aparente nominal da unidade geradora, em MVA, usada como base para os parâmetros.
Ra	Resistência do enrolamento de armadura, em %.
T	Tipo de fonte de energia da usina: H= Hidráulica e T=Térmica

B.1.6 Reguladores automáticos de Tensão (RAT)

Conforme descrito no apêndice A, para todas as simulações apresentadas neste trabalho, foi utilizado o modelo de RAT tipo III do PSAT.

<i>Barra</i>	<i>Nome</i>	μ_0	T_1	T_2	$v_{f \max}$	$v_{f \min}$
800	G. B. M.	200	0,21	0,16	+4	-4
808	S. Caxias	100	2,00	1,00	+4,5	-4,5
810	S. Segredo	200	0,21	0,16	+4	-4
904	Itá	100	2,50	1,00	+5,6	-5
915	Machadinho	450	1,04	2,34	+5,7	-5
919	S. Osório	450	1,30	2,34	5,7	-5
925	S. Santiago	150	1,55	2,00	+5,3	-4,9

Coluna	Descrição
μ_0	Ganho do regulador, em p.u./p.u.
T_1	Zero do Regulador, em s.
T_2	Pólo do Regulador, em s.
$v_{f \max}$	Tensão de campo máxima, em p.u.
$v_{f \min}$	Tensão de campo mínima, em p.u.

APÊNDICE C – ALGORITMOS GENÉTICOS

Os Algoritmos Genéticos (AG) são métodos heurísticos que constituem uma classe de procedimentos estocásticos de inteligência artificial, baseados no modelo de evolução de sistemas naturais: preservação de informação genética e busca da sobrevivência através da adaptação ao ambiente [29]. Foram concebidos por Holland [30] com o intuito de simular a evolução de um conjunto de indivíduos vivos em um ambiente natural, percebendo-se, posteriormente, seu potencial como uma técnica para otimização global.

Algumas vantagens a eles comumente associadas são: i) possibilitam busca global em funções multimodais; ii) permitem o tratamento simultâneo de variáveis reais e inteiras; iii) dispensam a avaliação de derivadas, sendo aplicáveis a funções não diferenciáveis ou não convexas. Por outro lado, em decorrência de sua natureza probabilística, não há garantia da obtenção da solução ótima.

C.1 Introdução aos AG

Os AG são uma família de modelos computacionais inspirados na evolução, os quais modelam uma solução, para um problema específico, em uma estrutura de dados como a de um cromossomo. Neles se aplicam operadores que recombina estas estruturas preservando informações importantes durante o processo de busca por uma melhor solução.

Os AG combinam o princípio da sobrevivência dos mais aptos com trocas de informações genéticas entre indivíduos para o desenvolvimento de métodos de otimização simples e robustos. A estratégia de busca é paralela e estruturada, mas aleatória, voltada em direção ao reforço da busca de pontos de “alta aptidão”, ou seja, de pontos nos quais a função a ser minimizada (ou maximizada) tem valores relativamente baixos (ou altos).

Através de processos iterativos, exploram informações históricas para encontrar novos pontos de busca onde são esperados melhores desempenhos. Cada iteração é chamada de geração.

Em uma população de candidatos, são aplicados os princípios de seleção e se determinam quais indivíduos conseguirão se reproduzir, gerando um número determinado de descendentes para a próxima geração, com uma probabilidade determinada pelo seu índice de aptidão. Aqueles indivíduos com maior adaptação têm

maiores chances de se reproduzir. Este processo adaptativo pode ser usado para resolver problemas de otimização, sobre um complexo espaço de busca, formulados como:

$$\begin{aligned} & \text{Max } f(x) \\ & \text{s/a } g_i(x) = 0, \quad i = 1, 2, \dots, m \\ & \quad h_j(x) \leq 0, \quad j = 1, 2, \dots, m \\ & \quad x \in S \end{aligned}$$

Onde:

$f(x)$ – função objetivo

$g_i(x)$ – restrição de igualdade

$h_j(x)$ – restrição de desigualdade

$x = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}$ – conjunto de variáveis do problema

S – espaço de busca n – dimensional

A representação ou codificação das variáveis do problema a serem otimizadas proporciona um grande impacto no desempenho de busca, devendo ser o mais simples possível sem perder, no entanto, as características de representação do problema tratado. Existem inúmeras formas de representação das variáveis, tais como: binária, números inteiros ou números reais. A maioria das aplicações desenvolvidas utiliza a codificação binária, onde cada cromossomo é representado por vetores binários e cada elemento deste vetor denota a presença (1) ou ausência (0) de uma determinada característica (genótipo). Estes elementos também podem ser combinados, formando as características reais do indivíduo (fenótipo).

Para problemas de otimização com variáveis reais, uma codificação binária pode ser introduzida pela conversão de valores numéricos de ponto flutuante para valores binários de comprimentos fixados, sempre se necessitando posteriormente realizar o caminho inverso para avaliação da função de aptidão. Sendo assim, existe uma grande desvantagem no caso da representação binária, que são constantes conversões entre valores de ponto flutuantes e binários.

Além disso, a codificação binária pode gerar cromossomos de grande tamanho na representação de problemas multivariáveis, sendo que, a aplicação dos operadores genéticos bit a bit demandará um elevado esforço computacional. A fim de minimizar este problema pode-se trabalhar diretamente com codificações para números reais. Além do menor tamanho do cromossomo a representação real apresenta outras vantagens em relação à codificação binária [29]:

- a) Para um ser humano a sua representação é mais natural do que a de uma cadeia de bits;
- b) Na codificação real não é necessário fazer conversões para avaliação da função objetivo, pois cada gene representa uma variável. Em codificação binária, vários genes (bits) são utilizados para representar uma única variável;
- c) O limite de precisão da solução obtida com a codificação real é o da precisão da máquina. Na codificação binária este limite é baseado no número de bits utilizados para a representação das variáveis;
- d) Cromossomos compactos e com melhor precisão numérica;
- e) A utilização de codificação real permite um maior controle em relação à ação dos operadores genéticos nos genes, pois cada gene corresponde a uma variável. Na codificação binária, a aplicação dos operadores genéticos produz modificações nos indivíduos que são difíceis de serem previstas.
- f) Permite uma maior variedade de operadores.

O critério de seleção vai fazer com que, depois de muitas gerações, o conjunto inicial de indivíduos gere indivíduos mais aptos. Através de operadores genéticos, uma dada população, consegue gerar populações sucessivas que melhorem sua aptidão com o tempo. Estes operadores são: cruzamento e mutação. Com estes operadores se obtém uma geração totalmente nova, mas que possui de alguma forma, características genéticas dos pais, ou seja, a população se diversifica e ao mesmo tempo mantém as características de adaptação adquiridas através das gerações. O operador de elitismo é utilizado para prevenir que os melhores indivíduos não desapareçam da população pela manipulação dos operadores genéticos. Assim, eles podem ser simplesmente repetidos a cada nova geração.

C.2 Implementação dos AG

O processo de implementação dos AG é iterativo, sendo que um critério de parada é atingir um número máximo de iterações, considerando cada iteração t como uma geração, podemos descrever o processo através do seguinte algoritmo:

início

$t = 0$

Cria uma população inicial $P(t)$

Calcula a aptidão de cada indivíduo de $P(t)$ – Avalia $P(t)$

Critério de Parada – Enquanto ($t \leq$ número máximo de iterações) faça

Re pita

Selecione os indivíduos mais aptos de $P(t)$

faça o cruzamento e a mutação gerando outros indivíduos para $P(t+1)$

Avalia e calcula a aptidão dos novos indivíduos de $P(t+1)$

$t = t + 1$

fim

fim

A Figura 41 mostra o ciclo de funcionamento de um AG básico

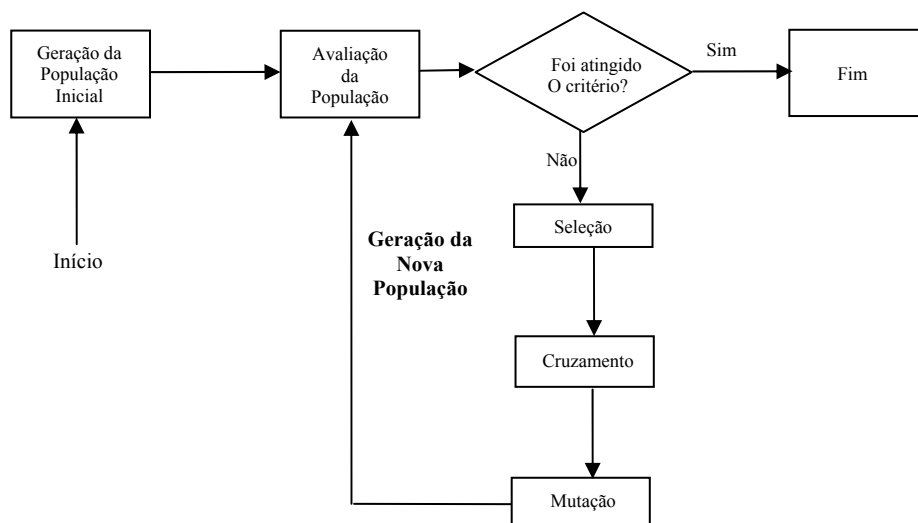


Figura 41– Diagrama de blocos do AG

C.3 Codificação

Existem várias formas de representação das variáveis, tais como: binária, números inteiros ou números reais. A maioria das aplicações desenvolvidas utiliza a codificação binária, onde cada cromossomo é representado por vetores binários e cada elemento deste vetor denota a presença (1) ou ausência (0) de uma determinada

característica (genótipo). Estes elementos também podem ser combinados, formando as características reais do indivíduo (fenótipo).

A codificação binária apresenta diversas vantagens no decorrer do processo de otimização, como tornar as operações genéticas mais fáceis de serem executadas, possibilitar o trabalho com variáveis que assumam valores contínuos, facilitar a variação da faixa de trabalho dos parâmetros, além de apresentar relativa simplicidade na variação da precisão dos valores de cada parâmetro.

C.4 Componentes de um AG

Módulo de Avaliação

O módulo de avaliação é onde se encontra a ligação entre o algoritmo e o problema sendo resolvido. Neste módulo a função de avaliação (fitness) é responsável por determinar o grau de aptidão dos indivíduos.

Módulo de Avaliação

O módulo de avaliação é responsável pelas seguintes tarefas:

a) Representação

Conforme dito anteriormente, os dados são representados em uma forma codificada, visando o processo de seleção e reprodução dos indivíduos.

b) Inicialização

Os AG necessitam de um conjunto de pontos iniciais, isto é, da população inicial, denominada primeira geração. Para gerar essa população, pode-se utilizar um processo aleatório, heurístico ou a combinação dos dois. Pode-se também partir de um conjunto pré-definido de indivíduos.

No processo heurístico existe a vantagem de se poder colocar algum conhecimento do problema na população inicial de forma a ajudar o método de busca. No processo aleatório, os genes de cada cromossomo da população inicial são gerados aleatoriamente. Independente do método escolhido, o importante é que a população inicial cubra a maior região possível do espaço de busca.

c) Função de Aptidão (Fitness)

Cada indivíduo de uma dada população tem seu *cromossomo* avaliado por uma função de desempenho que lhe concede um índice. Este índice depende de quão bem o cromossomo deste indivíduo resolve o problema cuja solução se procura encontrar. Esta função, denominada de função de aptidão, pode ser a própria função objetivo ou uma variação dela.

d) Seleção

Para escolher os indivíduos na população que criarão os descendentes para a próxima geração, existem muitos mecanismos de seleção, sendo as mais utilizadas a técnica da roleta, do torneio e elitismo. A probabilidade de seleção P_{sel} de um cromossomo S_i é dada por:

$$P_{sel}(S_i) = \frac{a(S_i)}{\sum_{j=1}^n a(S_j)}$$

onde:

$P_{sel}(S_i)$ é a probabilidade de seleção do cromossomo S_i ;

$a(S_j)$ representa a adequação do cromossomo S_j .

d.1) Roleta

Este método criado por Holland [30] é denominado seleção proporcional ou da roleta. Sua idéia básica é determinar a probabilidade de seleção para cada cromossomo, proporcional a sua aptidão.

A principal consideração é manter o número esperado de cópias para cada cromossomo na geração seguinte, para evitar a duplicação de cromossomos na população. As razões para o uso desta estratégia são:

- Prevenir que super-cromossomos tenham muitas cópias na população seguinte, o que provocaria a convergência prematura para soluções locais;
- Manter uma diversidade na população tal que a mesma contenha mais informações para busca genética (mais segmentos da estrutura ótima).

Quando o cromossomo duplicado é descartado, pode ocorrer um problema, que é a redução do tamanho da população, que ficará menor do que o especificado. Nesse

caso, a fim de preencher as lacunas existentes, o procedimento de inicialização da população terá que ser ativado.

d.2) Torneio

Na seleção por torneio, uma escolha pseudo-aleatória de um conjunto de indivíduos é feita e o melhor deles é selecionado.

A quantidade de cromossomos contido nesse conjunto é denominada de tamanho do torneio. O tamanho do torneio influencia na pressão seletiva. Quanto maior o número de indivíduos participantes do torneio mais pressão seletiva será imposta na escolha de um cromossomo. Maior será a probabilidade de convergir para soluções locais.

d.3) Elitismo

O elitismo busca garantir que o melhor (ou melhores) indivíduos de uma população estarão presentes na geração seguinte, eliminando o pior (ou piores) indivíduos desta geração. Neste caso, os bons indivíduos são sempre selecionados e simplesmente copiados para a próxima geração. Normalmente, o elitismo supervisiona o melhor indivíduo.

e) Reprodução

e.1) Cruzamento

O operador de cruzamento torna-se necessário para gerar uma nova população, pois o processo de seleção não introduz novos indivíduos na população temporária, apenas os progenitores, que servirão como pais para a nova geração, composta pelos filhos. O operador de cruzamento tem como objetivo, realizar a troca do material genético dos progenitores escolhidos pelo operador de seleção, para que seus descendentes herdem parte das características de um progenitor e parte de outro. Alguns operadores de cruzamento são: média, média geométrica, *BLX* - α , aritmético e heurístico.

Média e média geométrica

Um novo cromossomo é gerado usando a média simples e a média geométrica de dois cromossomos pais, respectivamente.

Cruzamento *BLX* - α

O cruzamento *BLX* - α consiste em gerar um novo cromossomo a partir da expressão:

$$c = p_1 + \beta(p_2 - p_1)$$

Onde:

c – novo cromossomo gerado;

p_1 e p_2 – cromossomos pais e $\beta \in U(-\alpha, 1 + \alpha)$

α é um pequeno valor que estende os limites para a definição de c . Caso o cromossomo seja formado por múltiplos genes, esta expressão é aplicada a cada par de genes de p_1 e p_2 .

Aritmético

Consiste em gerar dois cromossomos filhos (c_1 e c_2) a partir de dois cromossomos pais (p_1 e p_2), usando a seguinte expressão:

$$c_1 = \beta p_1 + (1 - \beta) p_2$$

$$c_2 = (1 - \beta) p_1 + \beta p_2$$

Onde $\beta \in U(0, 1)$

Heurístico

Consiste em gerar um cromossomo filho a partir de uma interpolação linear entre os pais usando a informação do *fitness*. Considerando dois cromossomos p_1 e p_2 em que p_1 é melhor do que p_2 em termos de aptidão. Então, um cromossomo c é produzido da seguinte forma:

$$c = p_1 + r(p_2 - p_1), \text{ onde } f(p_1) > f(p_2)$$

onde $r \in U(0, 1)$

f) Mutação

O operador mutação é necessário para a introdução e manutenção da diversidade genética da população, alterando arbitrariamente um ou mais componentes de uma dada estrutura, tendo como objetivo inserir novas características aos descendentes e até mesmo restaurar materiais genéticos perdidos durante o processo de evolução. Esse processo dá a possibilidade de que alguns descendentes de cada geração sofram troca de valor de um de seus bits. Desta forma, assegura-se que a probabilidade de se chegar a qualquer ponto do espaço de busca nunca será zero, além de possibilitar contornar o problema de mínimos locais, pois com este mecanismo, podemos alterar sutilmente a direção da busca. O operador de mutação é aplicado aos indivíduos com uma probabilidade dada pela taxa de mutação; em geral se utiliza uma taxa de mutação pequena (<1%), pois este representa um operador genético secundário.

O tipo mais comum de mutação é a mutação por troca de bit, onde se escolhe aleatoriamente uma posição de um descendente para fazer a troca do valor do bit.

g) Parâmetros Genéticos

É importante também analisar como alguns parâmetros influenciam no comportamento dos AG. Diante disso, a escolha certa dos parâmetros de controle torna-se importante para o perfeito equilíbrio entre a exploração de novas regiões no espaço de busca e a exploração das regiões já visitadas. As principais características dos parâmetros genéticos são descritas a seguir:

Tamanho da População

O tamanho da população indica o número de cromossomos em cada população, normalmente constante durante a evolução.

Uma grande população apresentará uma maior diversidade de soluções, contudo, computacionalmente, será dispendioso efetuar tantas avaliações da função de aptidão. Assim, as principais influências deste parâmetro estão relacionadas com o desempenho global e com a eficiência dos AG.

Com uma pequena população o desempenho de um AG pode cair, pois a mesma representaria apenas uma pequena parte do espaço de busca do problema. Uma grande população geralmente fornece uma cobertura representativa do domínio do problema, além de prevenir convergências prematuras para soluções locais ao invés de globais. No entanto, para trabalhar com grandes populações são necessários maiores recursos computacionais, ou estar atrelado a maiores tempos de processamento.

Uma idéia interessante é relacionar o tamanho da população com o tamanho do cromossomo, ou seja, quanto maior for o cromossomo maior deverá ser o tamanho da população para uma diversidade razoável. Muitos pesquisadores sugerem, a título de grandeza, tamanhos de população entre 10 e 100 cromossomos.

Taxa de cruzamento

Este parâmetro indica quantos indivíduos da população irão reproduzir. Quanto maior for esta taxa, mais rapidamente novas estruturas serão introduzidas na população. Mas se esta for muito alta, estruturas com boas aptidões poderão ser retiradas mais rapidamente do processo evolutivo. Assim, a maior parte da população será substituída

podendo ocorrer perda de estruturas de alta aptidão. Com um valor baixo para a taxa de cruzamento, o algoritmo pode tornar-se muito lento.

Taxa de mutação

Este parâmetro indica quantos indivíduos da população irão sofrer mutação. A utilização de uma baixa taxa de mutação previne que a busca fique estagnada em sub-regiões do espaço de busca. Se utiliza uma taxa de mutação pequena, pois é um operador genético secundário. Além disso, possibilita que qualquer ponto do espaço de busca seja atingido.

Com uma taxa muito alta, a busca torna-se essencialmente aleatória.

O aumento da diversidade da população no início do processo de busca dos AG pode ser conseguido variando-se a taxa de um valor mais alto, nas primeiras gerações, para um valor mais baixo nas últimas. Esse efeito pode ser alcançado através da seguinte função:

$$T_{mut} = \frac{k}{ger^{C_{mut}}}$$

onde :

T_{mut} – taxa de mutação;

C_{mut} – constante que define a taxa de decréscimo da probabilidade de mutação;

k – constante aleatória;

ger – número da geração.

Para um bom desempenho dos AG, estudos empíricos sugerem uma alta taxa de cruzamento (acima de 0,6) e uma baixa taxa de mutação, inversamente proporcional ao tamanho da população (abaixo de 0,01).

Critério de Parada

Alguns dos vários critérios de parada para os AG são:

- número de gerações (ou avaliações);
- valor máximo da função de aptidão (se este for conhecido);
- perda de diversidade nas soluções;
- tempo de execução ou processamento, etc.

Existem outras possibilidades também utilizadas como, por exemplo, considerar que um gene convergiu se 90% da população tem o mesmo valor para este gene. Logo, intuitivamente, se entre 90 e 95% dos genes convergiram, o AG também convergiu.

Tamanho ou comprimento do Cromossomo (L)

É o número de bits que um cromossomo possui. Deve ser escolhido de acordo com o tipo de problema a ser solucionado.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS:

- [1] Heffron, W.G., Phillips, R. A., “Effect of a modern amplidyne voltage regulator on underexcited operation of large turbine generators,” AIEE Trans., vol. 71, pp. 692–697, August 1952.
- [2] de Mello, F.P., Concordia, C. “*Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control*”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. 88, pp. 316-328, April 1969.
- [3] Larsen, E.V., Swann, D.A., “*Applying power system stabilizers, part I: General concepts, part II: Performance objectives and tuning concepts, part III: Practical considerations*”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-100, no. 6, pp. 3017–3046, June 1981.
- [4] Kundur, P., Klein, M., Rogers G. J. , Zywno, M. S., “*Application of power system stabilizers for enhancement of overall system stability*”, IEEE Transactions on Power Systems, vol. 4, pp. 614–626, May 1989.
- [5] de Oliveira, S.E.M., “*Effect of excitation system and of power System stabilisers on synchronous generator damping and synchronizing torques*”, IEE Proceedings, vol.136, Pt. C, no.5, pp. 264 – 270, September 1989.
- [6] Fleming, R.J., Gupta, M.M., Sun, J., “*Improved Power System Stabilizers*”, *IEEE Transactions on Energy Conversion*”, vol.5, no.1, pp. 23 – 27, March 1990.
- [7] Lee, K.C., “*Analysis of Power System Stabilizers Application for Controlling Poorly Damped Oscillations in the Alcan / B.C. Hydro Power Systems*”, *IEEE Trans. on Power Systems*”, vol.8, no.1, pp. 255 – 263, February 1993.
- [8] Parniani, M., Lesani, H., “*Application of Power System Stabilizer at BANDAR-ABBAS Power Station*”, IEEE Trans. on Power Systems, vol. 9, no.3, pp. 1366 – 1370, August 1994.
- [9] Chang, C., Liu, C., Ko, C., “*Experience With Power System Stabilizers in a Longitudinal Power System*”, IEEE Trans. on Power Systems, vol.10, no.1, pp. 539 – 545, February 1995.
- [10] Guo, T., Liu, C., Chen, Y., Ko, C., Huang, C., “*Identification of Model Parameters of Excitation System and Power System Stabilizers of Mingtan#6 via Finalization Field Tests*”, *IEEE Trans. on Power Systems*”, vol.10, no.2, pp. 795 – 802, May 1995.
- [11] Hsu, Y., Liu, C., Luor, S., Chang, C., Liu, A., Chen, Y., Huang, C., “*Experience with the Identification and Tuning of Excitation System Parameters at the Second Nuclear Power Plant of Taiwan Power Company*”, IEEE Trans. on Power Systems, vol.11, no. 2, pp. 747 – 753, May 1996.

- [12] Warner, R.K., Feliachi, A., “*Application of a Genetic Algorithm Technique to Control a Simple Power System*”, Proceeding of the 36th Conference on Decision & Control, San Diego, California, USA, pp. 3112 – 3113, December 1997.
- [13] Hong, Y., Wu, W., “*A New Approach Using Optimization for Tuning of Power System Stabilizers*”, IEEE Trans. on Energy Conversion, vol.14, no.3, pp. 780 – 786, September 1999.
- [14] Abdel-Magid, Y.L., Abido, M.A., Al-Baiyat, S., Mantawy, A.H., “*Simultaneous Stabilization of Multimachine Power Systems via Genetic Algorithms*”, IEEE Trans. on Power Systems, vol.14, no. 4, pp 1428 – 1439, November 1999.
- [15] Murdoch, A., Sanderson, H.C., Lawson, R.A., “*Excitation Systems – Performance Specification to Meet Interconnection Requirements*”, Panel Session for the 2000 IEEE PES WM, Singapore, pp. 597 – 602.
- [16] Bomfim, A.L.B., Taranto, G.N., Falcão, D.M., “*Simultaneous Tuning of Power System Damping Controllers using Genetic Algorithms*”, IEEE Trans. on Power Systems, vol.15, no.1, pp. 163 – 169, February 2000.
- [17] Zhang, P., Coonick, A.H., “*Coordinated Synthesis of PSS Parameters in Multi-Machine Power Systems using the Method of Inequalities Applied to Genetic Algorithms*”, IEEE Trans. on Power Systems, vol. 15, no.2, pp. 811 – 816, May 2000.
- [18] Guimarães, C.H.C., Taranto, G.N., Gomes Jr., S., Martins, N., “*Projeto de Estabilizadores de Sistemas de Potência por Posicionamento Parcial de Par de Pólos Complexos Conjugados*”, Anais do XIII Congresso Brasileiro de Automática – CBA 2000, Florianópolis, SC, pp. 1661 – 1666, 11 a 14 / Setembro / 2000.
- [19] Boukarim, G.E., Wang, S., Chow, J.H., Taranto, G.M., Martins, N., “*A Comparison of Classical, Robust and Decentralized Control Designs for Multiple Power System Stabilizers*”, IEEE Trans. on Power Systems, vol. 15, no.4, pp. 1287 – 1292, November, 2000.
- [20] Guo-qiang, H., Dong-jie, X., Ren-mu, H., “*Genetic Algorithm Based Design of Power System Stabilizers*”, 2004 IEEE Conference on Electric Utility Deregulation, Restructuring and Power Technologies (DRPT2004), pp. 167 – 171, Hong Kong, April 2004.
- [21] IEEE/CIGRE Joint Task Force on Stability Terms and Definitions, “*Definition and classification of power system stability*” , IEEE Transactions on Power System, vol. 19, no. 3, pp. 1387–1401, 2004.
- [22] Yee, S.K., Milanovic, J.V., “*Nonlinear Time-Response Optimisation Method for Tuning Power System Stabilisers*”, IEE Proceedings on Transmission and Distribution, vol.153,no.3, pp. 269 – 275, May 2006.
- [23] Meng, X., Song, B., “*Fast Genetic Algorithms Used for PID Parameter Optimization*”, Proceedings of the IEEE International Conference on Automation and Logistics, pp. 2144-2148, August 2007.

- [24] Milano, F., “*Power system analysis toolbox*,” Documentation for PSAT version 1.3.4, disponível em <http://thunderbox.uwaterloo.ca/~fmilano/psat-1.3.4.pdf>, July 14, 2005.
- [25] Kundur, P., *Power System Control and Stability*. Editora Mc Graw-Hill, 1994.
- [26] Wang, H. F., Swift, F. J., “*Capability of the static var compensator in damping power system oscillations*”, IEE Proceedings Generation, Transmission & Distribution, vol. 143, no. 4, pp. 353–358, 1996.
- [27] Cai, L. J., Erlich, I., “*Simultaneous coordinated tuning of PSS and FACTS controller for damping power system oscillations in multi-machine systems*,” IEEE Power Tech Conference Proceedings, vol. 2, pp. 136–141, 2003.
- [28] Alves, W. F., “*Proposição de Sistemas-Teste para análise computacional de Sistemas de Potência*”, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal Fluminense, Niterói, Brasil, Agosto 2007.
- [29] Michalewicz, Z., “*Genetic Algorithms + Data Structures = Evolution Programs*”. New York: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1996.
- [30] Holland, J. H., “*Adaptation in Natural and Artificial Systems*”, Ann Arbor: University of Michigan Press, 1975.
- [31] Goldberg, D.E., *Genetic algorithms in search, optimization and machine learning*, Addison-Wesley, 1989.
- [32] CHIPPERFIELD, A. J., FLEMING, P. J., “*The MATLAB Genetic Algorithm Toolbox*”, From IEEE Colloquium on Applied Control Techniques Using MATLAB, digest no. 1995/014, 1995.
- [33] Milano, F., “*An open source power system analysis toolbox*,” IEEE Transactions on Power Systems, vol. 20, pp. 1199–1206, August 2005.
- [34] Bomfim, A.L.B. “*Ajuste Coordenado de Estabilizadores de Sistema de Potência Usando Algoritmos Genéticos*”, Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil, Março de 2000.