

TESE

837

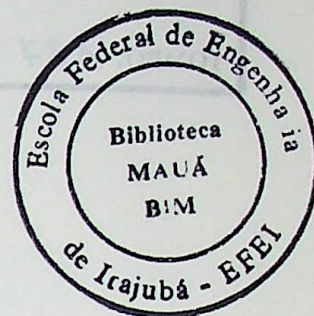
*Ressonancia Subsíncrona e outras
formas de Instabilidade Electromeca-
nica nos Sistemas de Potencia*

por

Marcelos Grootaers dos Santos

FEI - Escola Federal de Engenharia de Itajubá
Itajubá - MG - Brasil
Dezembro de 1995

RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA E OUTRAS FORMAS DE INSTABILIDADE ELETROMECAÂNICA NOS SISTEMAS DE POTÊNCIA



Dissertação submetida à
ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ
como requisito parcial para obtenção do grau de
Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica

por

MARCELO GROETAERS DOS SANTOS

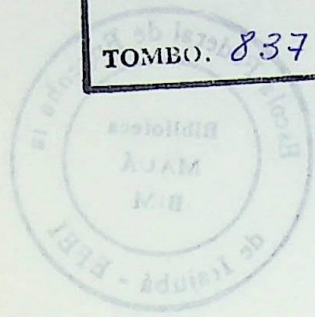
Orientador: Prof. Dr. Sebastião E. M. de Oliveira (CEPEL/ELETRÓBRÁS)

Co-Orientador: Prof. Dr. Carlos Alberto D. Coelho (EFEI)

**EFEI - ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ
ITAJUBÁ - MG - BRASIL**

Dezembro de 1995

CLASS. 621.3.014.8(043.3)
CUTT to S 337M
TOMBO. 837



ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAPETININGA
como requisito parcial para obtenção do grau de
Mestrado em Ciências em Engenharia Elétrica

por

MARCELO DOS SANTOS

Orientador: Prof. Dr. Sebastião E. M. de Oliveira (CEPEL/ELETROBRÁS)
Co-Orientador: Prof. Dr. Carlos Alberto D. Coelho (FEEI)

FEEI - ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAPETININGA
ITAPETININGA - SP - BRASIL

Dezembro de 1995

AOS AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Manoel H. M. Oliveira pela orientação, paciência e por ter sido meu chefe de seção durante os anos de trabalho no Instituto de Física da USP.

Ao Prof. Carlos Alberto D. Castro por ter sido o meu chefe de seção durante os anos de trabalho.

A Escola Paulista de Engenharia de São Paulo, na época de sua rectoria de Engenharia, onde obtive meus créditos de graduação e onde comecei minha carreira.

As Centrais Elétricas Brasileiras S.A., empresa na qual trabalhei, por ter proporcionado grande parte dos meus créditos para conclusão desta dissertação.

Aos engenheiros Paulo Gomes, Marcos Jorge Cripp, Nilton Vieira Filho e Irmão Córdova, sob a supervisão dos quais trabalhei durante a maior parte do tempo que durou a elaboração desta dissertação e aos quais devo o apoio e estímulo que me levaram a alcançar estes resultados.

Ao Instituto Nacional de Física e suas colegas de trabalho da ELETROBRAS e do CEPEL.

A meus pais João Baptista dos Santos e Pedrina Gomes
pela vida que me deram e por todos os exemplos de dedicação
trabalho e honestidade.

À minha esposa
Marcia
À minhas filhas
Carolina e Renata

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Sebastião E. M. Oliveira pela orientação tranqüila e paciente e a quem muito devo de minha formação na área de Dinâmica de Sistemas Elétricos.

Ao Prof. Carlos Alberto D. Coelho pela atenção e estímulo durante momentos cruciais deste trabalho.

À Escola Federal de Engenharia de Itajubá, na figura de seus mestres e funcionários, onde concluí meus créditos de mestrado e onde construí muitas amizades.

Às Centrais Elétricas Brasileiras S.A., empresa na qual trabalho, por me proporcionar grande parte dos meios materiais para execução desta dissertação.

Aos engenheiros Paulo Gomes, Hermes Jorge Chipp, Xisto Vieira Filho e István Gárdos, sob a supervisão dos quais trabalhei durante a maior parte do tempo que durou a elaboração desta dissertação e aos quais devo o apoio e estímulo que me levaram a encontrar meios de concluí-la.

Ao incentivo recebido de todos os meus colegas de trabalho da ELETROBRÁS e do CEPEL.

A meus pais João Baptista dos Santos e Pedrina Groetaers dos Santos a quem devo minha existência e em cujos exemplos de dedicação, trabalho e humildade me inspirei.

RESUMO

Ressonância Subsíncrona é um fenômeno que pode ocorrer em sistemas dotados de compensação série e que interliguem geradores cujas características mecânicas os tornem suscetíveis a interagir perigosamente com um modo elétrico subsíncrono da rede.

O estudo deste fenômeno é um tema complexo que exige a representação de efeitos dinâmicos normalmente não contemplados em estudos rotineiros de estabilidade.

Além disso, medidas de prevenção e controle necessitam, para seu projeto, de ferramentas de análise que tornem possível a investigação de sua aplicabilidade e efetividade diante dos fenômenos associados à RSS. Tais ferramentas devem incorporar um nível adequado de representação do sistema elétrico e mecânico do gerador, bem como das interações dinâmicas que ocorrem entre a rede compensada, o gerador, seu sistema mecânico e seus controles.

Esta dissertação contribui para o tema, caracterizando a RSS e outros tipos de instabilidade eletromecânica que estão presentes no sistema de potência em uma abordagem conjunta. Apresenta resultados e análises da questão com base em um programa computacional, especialmente desenvolvido para este fim, baseado no cálculo dos autovalores e autovetores do sistema linearizado, focalizando atenção principalmente nos efeitos do sistema de excitação da máquina síncrona sobre os fenômenos de gerador de indução e de interação torsional.

Finalmente são sugeridos temas para futuros desenvolvimentos, principalmente no sentido de se abordar a questão mais abrangente das Oscilações Subsíncronas.

ABSTRACT

Subsynchronous Resonance is a phenomenon that can occur in power systems compensated by series capacitors. Generators with mechanical characteristics that make them responsive to interactions with the electrical modes of the network may experience dangerous oscillations that can lead them to mechanical failures.

The study of this phenomenon is a complex subject and requires the representation of dynamic effects not normally taken into account in routine stability studies.

In addition, the project of countermeasures requires analysis tools that make possible the investigation of its applicability and effectiveness in face of the phenomena associated with SSR. Such tools must consider the representation of electrical system and generator's mechanical system dynamics as well as the dynamic interactions that occur among the compensated network, the generator, its mechanical system and controls.

This dissertation contributes to this subject characterizing SSR and other electromechanical instabilities that exist in the power system in a common approach. Results and analysis are presented based on a computer program specially constructed to fit this objective. This program is based in the calculation of the eigenvalues and eigenvectors of the linearized system. Attention is focused on the effects of the excitation control of the synchronous machine on the phenomena of induction generator effect and torsional interaction.

Finally some future developments are suggested mainly with the objective of addressing the more wide subject of Subsynchronous Oscillations.

ÍNDICE DE TABELAS

<u>Capítulo</u>	<u>Tabela</u>	<u>Título</u>	<u>Pág.</u>
1	1.1	Algumas Aplicações de Capacitores Série no Mundo	22
1	1.2	Utilização de Bancos de Capacitores Série no Brasil	26
2	2.1	Dados Elétricos do Gerador e da Rede de Transmissão	61
2	2.2	Dados Torsionais do Eixo	62
2	2.3	Frequências Naturais de Oscilação e Formas dos Modos	68
2	2.4	(a) Resposta Livre, (b) Resposta com Amortecimento	70
2	2.5	Resposta Combinada Sistema Mecânico + Sistema Elétrico	71
2	2.6	Resultados da Análise Modal	76
2	2.7	Relação Entre o Torque Transmitido e o Torque Elétrico Aplicado	76
2	2.8	Amortecimentos e Frequências dos Modos Elétricos Subsíncronos e dos Modos Torsionais em Função do Grau de Compensação Série	90
3	3.1	Medidas para Controle de RSS	99
3	3.2	Dados Elétricos do Gerador e da Rede de Transmissão para o FBM	109
3	3.3	Dados Torsionais do Eixo para o FBM	110
3	3.4	Evolução do Modo Instável ao Longo da Fronteira de Estabilidade para $K_A = 0$ e $K_A = 100$. $P = 0$ pu	114
3	3.5	Autovalores e Autovetores para $K_A = 0$	115
3	3.6	Autovalores e Autovetores para $K_A = 100$	116
3	3.7	Parâmetros do Regulador de Tensão	121
3	3.8		121
3	3.9	Parâmetros do Estabilizador Derivado de Velocidade	125
3	3.10	Parâmetros do NDS	133
3	3.11	Excursão do Modo Subsíncrono para $\theta = 0 \cdots 355^\circ$ com $P = 0,0$ pu e $P = 0,5$ pu. $K = 24$.	135
3	3.12	Autovalores do Sistema Completo s/ NDS. $k_{cps} = 0,56$	138
3	3.13	Autovalores do Sistema Completo c/ NDS. $k_{cps} = 0,56$	138
3	3.14	Autovalores do Sistema Completo c/ NDS Ligado antes do RAT. $k_{cps} = 0,56$	139
3	3.15	Autovalores do Sistema Completo c/ NDS Ligado antes do RAT. $k_{cps} = 0,56$; $\theta = 175^\circ$	141
3	3.16	Resposta Livre do Eixo	142
3	3.17	Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade. Ajustes de Referência	145

<u>Capítulo</u>	<u>Tabela</u>	<u>Título</u>	<u>Pág.</u>
3	3.18	Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade. $T_{W1} = T_{W3} = 0,215 - T_{W2} = T_{W4} = 0,055$	146
3	3.19	Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade. $T_{W1} = T_{W3} = 0,165 - T_{W2} = T_{W4} = 0,035$	147
3	3.20	Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade. Ajustes de Referência com Aumento de Ganho - $K_W = 30$	148
3	3.21	Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade. $T_{W1} = T_{W3} = 0,215 - T_{W2} = T_{W4} = 0,055 - K_W = 30$	149
3	3.22	Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade. $T_{W1} = T_{W3} = 0,165 - T_{W2} = T_{W4} = 0,035 - K_W = 30$	150
3	3.23	Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade. $T_{W1} = T_{W3} = 0,165 - T_{W2} = T_{W4} = 0,035 - K_W = (20+10)$	151
3	3.24	Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade. $T_{W1} = T_{W3} = 0,165 - T_{W2} = T_{W4} = 0,035 - K_W = (10+20)$	152
3	3.25	Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade. $T_{W1} = T_{W3} = 0,165 - T_{W2} = T_{W4} = 0,025 - K_W = (20+10)$	153
3	3.26	Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade. $T_{W1} = T_{W3} = 0,165 - T_{W2} = T_{W4} = 0,015 - K_W = (20+10)$	154
3	3.27	Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade. $T_{W1} = T_{W3} = 0,165 - T_{W2} = T_{W4} = 0,015 - K_W = (8+8)$	155
3	3.28	Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade com NDS. $T_{W1} = T_{W3} = 0,165 - T_{W2} = T_{W4} = 0,015 - K_W = (8+8) - K = 24$	156
3	3.29	Autovalores do Sistema sem e com Estabilização Suplementar	160

ÍNDICE DE FIGURAS

<u>Capítulo</u>	<u>Figura</u>	<u>Título</u>	<u>Pág.</u>
1	1.1	Limites de Compensação Série Ditados Pela Condição de Estabilidade Eletromecânica e Pela Condição de Autoexcitação	3
1	1.2	Efeito dos Enrolamentos Amortecedores na Fronteira de Estabilidade	7
1	1.3	Efeito da Defasagem da Tensão CA Sobre o Ângulo de Disparo com Esquema de Disparo Equidistante	16
1	1.4	Pontos do Sistema Para Obtenção da Função de Transferência entre o Torque Elétrico e a Velocidade do Rotor	18
1	1.5	Curvas de Amortecimento, D_e , Para Um Caso Estável e Um Caso Instável	20
1	1.6	Escala de Tempo Para os Diferentes Fenômenos Dinâmicos	33
2	2.1	Sistema Utilizado Para Caracterização da Ressonância Subsíncrona	41
2	2.2	Definição de K' , K'' , α_x' e α_x''	53
2	2.3	Representação Esquemática do Eixo do Gerador	60
2	2.4	Limite de Estabilidade Para Auto-excitação de Um Gerador Hidráulico Típico	63
2	2.5	Limite de Estabilidade Para Auto-excitação do Gerador de Polos Lisos do Sistema Teste	64
2	2.6	Curvas Limite Para Auto-excitação e Auto-oscilação	65
2	2.7	Limite de Estabilidade Incluindo a Elasticidade do Eixo	67
2	2.8	Formas de Modo do Eixo do Gerador	69
2	2.9	Amortecimento do Modo Elétrico e dos Modos Torsionais em Função do Grau de Compensação Série. Para $R_e = 0,0100$ p.u.	74
2	2.10	Amortecimento do Modo Elétrico e dos Modos Torsionais em Função do Grau de Compensação Série. Para $R_e = 0,0485$ p.u.	74
2	2.11	Sistema de Transmissão de Itaipu 750 kV	85
2	2.12	Ondas de Fluxo Girante Devidas à Componente Fundamental e uma Componente Natural Subsíncrona Sustentada nas Correntes de Fase do Estator	86
2	2.13	Parte Real de $Z(\omega)$ - Rede + Máquina	88
2	2.13	Parte Imaginária de $Z(\omega)$ - Rede + Máquina	88
3	3.1	Regulador Automático de Tensão. Diagrama de Blocos.	109
3	3.2	Aspectos da Fronteira de Estabilidade Para Inércia Infinita e Inércia Finita com $P = 0,0$ pu e $P = 0,5$ pu.	112

<u>Capítulo</u>	<u>Figura</u>	<u>Título</u>	<u>Pág.</u>
3	3.3	Efeito da Variação de K_A sobre a Fronteira de Estabilidade para Máquina em Vazio e para $P = 0,5$ pu e com $K_A = 100$.	113
3	3.4	Excursão dos Modos de Interesse no Plano Complexo para $K_A = 0, \dots, 300$ com $P = 0,0$ e $P = 0,5$ pu.	122
3	3.5	Controle de Estabilização Suplementar Derivado dos Desvios de Velocidade do Gerador. Diagrama de Blocos	124
3	3.6	Excursão dos Modos de Interesse no Plano Complexo para $K_W = 0, \dots, 100$ com $P = 0,0$ e $P = 0,5$ pu.	126
3	3.7	Excursão dos Modos de Interesse no Plano Complexo para $T_{W1} = T_{W3} = 0,125; \dots; 0,505$ com $P = 0,0$ e $P = 0,5$ pu.	128
3	3.8	Excursão dos Modos de Interesse no Plano Complexo para $T_{W2} = T_{W4} = 0,005; \dots; 0,385$ com $P = 0,0$ e $P = 0,5$ pu.	129
3	3.9	Controle de Estabilização Suplementar (NDS) Derivado dos Desvios de Potência Ativa e Reativa do Gerador. Diagrama de Blocos.	133
3	3.10	Sensibilidade do Modo Subsíncrono com Relação ao Ganho K e à Fase θ do NDS para $P = 0,0$ pu e $P = 0,5$ pu	134
3	3.11	Sensibilidade do Modo Subsíncrono com Relação à Fase θ do NDS para $P = 0,0$ pu e $P = 0,5$ pu. Sinal Conectado Antes da Malha do RAT.	140
3	3.12	Formas de Modo do Gerador	143
4	4.1	Representação da Máquina Síncrona.	167
4	4.2	Circuito Equivalente da Máquina Síncrona na Referência dq.	168
4	4.3	Representação Esquemática do Sistema de Massas do Eixo de um Turbo-gerador com 4 Rotores.	170
<u>Apêndice</u>	<u>Figura</u>	<u>Título</u>	<u>Pág.</u>
III	III.1	Rede Exemplo	240
III	III.2	Grafo Orientado e Árvore Normal.	240

SIGLAS, ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

Sobrescritos

'	Grandezas transitórias da máquina
	Transposta de uma matriz
"	Grandezas subtransitórias da máquina
-1	Inversa de uma matriz
t	Transposta de uma matriz

Subscritos

d	Grandezas segundo o eixo d
q	Grandezas segundo o eixo q
f	Grandezas associadas ao campo da máquina
kd	Grandezas associadas ao amortecedor de eixo d
$kq1, kq2$	Grandezas associadas aos amortecedores de eixo q
ℓ	Dispersão
	Elemento da co-árvore
0	Valores quiescentes
s, r	Quantidades de estator e de rotor
t	Tensão terminal
	Elemento da árvore
C, R	Elemento capacitivo, elemento resistivo
E, J	Fonte de tensão, fonte de corrente

Variáveis e Constantes

α	Constante de amortecimento
	Constante de amortecimento
α'	Ângulo de disparo da válvula em regime
α_{d0}, α_{q0}	Fases das indutâncias operacionais da máquina referidas ao estator
α_m	Constante de amortecimento mecânico
α_i	Constante de amortecimento do i -ésimo modo natural elétrico
C	Capacitância
D	Fator de amortecimento
D_e	Fator de amortecimento efetivo do sistema elétrico
D_m	Fator de amortecimento do modo mecânico
Δ	Desvio de uma grandeza

δ	Ângulo do rotor em relação à referência síncrona
	Constante de amortecimento relativo
e	Tensão do sistema elétrico
$e'd$	Tensão associada ao enlace de fluxo do enrolamento de eixo q
$E'd(s)$	Tensão associada ao enlace de fluxo do enrolamento de eixo q no domínio da frequência
e_q	Tensão de excitação
$e'q$	Tensão associada ao enlace de fluxo de campo
$E'q(s)$	Tensão associada ao enlace de fluxo de campo no domínio da frequência
Efd	Tensão proporcional à corrente de campo
ϕ	Ângulo de defasagem entre as tensões de disparo da válvula
ψ_f	Enlace de fluxo do enrolamento de campo
ψ_{ka}	Enlace de fluxo do enrolamento amortecedor de eixo q
f	Frequência
f_s	Frequência síncrona
f_{osc}	Frequência de oscilação
f_m	Frequência de um modo mecânico
f_i	Frequência do j -ésimo modo natural elétrico
f_n	Frequência natural elétrica
ϕ_{s1}	Onda de fluxo devida à componente fundamental da corrente de estator girando à velocidade síncrona
ϕ_{s2}	Onda de fluxo devida à uma componente natural particular subsíncrona girando à velocidade
F_s	Fluxo de entreferro devido às correntes subsíncronas presentes nos enrolamentos de armadura da máquina
F_r	Fluxo resultante de rotor
i, I	Correntes respectivamente na base do rotor e na base do sistema
J	Momento de inércia
K_e	Fator efetivo de sincronização devido ao sistema elétrico
k_{cps}	Grau de compensação série
K	Ganho do estabilizador para o modo subsíncrono
K_A	Ganho do regulador de tensão
K_W, K_{W1}, K_{W2}	Ganhos do estabilizador derivado dos desvios de velocidade
L	Indutância
L	Indutância operacional
λ	Autovalor
	Enlace de fluxo

M	Indutância mútua
$P + j Q$	Potência terminal da máquina
R	Resistência elétrica
R_e	Resistência do sistema elétrico
R_a	Resistência da armadura
s'	Escorregamento do rotor em relação ao campo elétrico subsíncrono
S_b	Potência nominal, potência base
T_e	Torque elétrico
T_m	Torque mecânico
T_a	Torque acelerante
T	Constante de tempo
t	Tempo
T_s	Coefficiente de torque sincronizante
T_d	Coefficiente de torque de amortecimento
T_A, T_{X1}, T_{X2} e T_{X3}	Parâmetros associados ao regulador de tensão
$T_W, T_{W1}, T_{W2}, T_{W3},$ T_{W4} e T_{W5}	Parâmetros associados ao estabilizador derivado dos desvios de velocidade
θ	Ângulo para ajuste da composição do sinal para o estabilizador o estabilizador do modo subsíncrono
θ_m	Deslocamento angular mecânico
v, V	tensões respectivamente na base do rotor e na base do sistema
v_c, V_c	tensões no capacitor respectivamente na base do rotor e na base do sistema
v_f	Tensão de campo referida ao enrolamento da armadura
V_{S1}	Sinal de saída do estabilizador derivado dos desvios de velocidade
V_{S2}	Sinal de saída do estabilizador para o modo subsíncrono
v	Autovetor
V_{ref}	Tensão de referência do regulador de tensão
V_∞	Tensão na barra infinita
ω	Frequência angular
ω_b	Frequência angular base
ω_s	Frequência angular síncrona
ω_n	Frequência angular natural elétrica
ω_r	Frequência angular do rotor
ω_{sup}	Frequência angular do modo elétrico supersíncrono
ω_{sub}	Frequência angular do modo elétrico subsíncrono
ω_{sup}	Frequência angular do modo elétrico supersíncrono

ω_c	Frequência angular do sinal de modulação da tensão de campo para o estabilizador subsíncrono
X	Reatância
X_C	Reatância do capacitor série
X_L	Reatância da linha de transmissão
X_e	Reatância externa total
X_{do}, X_{qo}	Amplitudes das indutâncias operacionais da máquina referidas ao estator
X_ℓ	Reatância de dispersão
X_i	i -ésima variável de estado
$Z(s)$	Impedância operacional equivalente do gerador como vista da armadura
$Z_d(s), Z_q(s)$	Impedância operacional da máquina segundo os eixos d e q

Vetores e Matrizes

$X]$	Vetor de estado
$T]$	Vetor de torques aplicados ao eixo
$[A]$	Matriz de estado
$[J]$	Matriz de momentos cinéticos
$[D]$	Matriz de amortecimentos
$[K]$	Matriz das constantes elásticas
$[\Lambda]$	Matriz de autovalores
$[Q]$	Matriz de autovetores, matriz dos cortes fundamentais
$[B]$	Matriz dos laços fundamentais
$[Z]$	Matriz de impedâncias de ramos
$[Z_m]$	Matriz de impedâncias de laços

Siglas e Abreviaturas

CA	Corrente alternada
CC	Corrente contínua
CESP	Companhia Energética de São Paulo
PIB	Produto Interno Bruto
EMTP	Electromagnetic Transients Program
EXC	Excitatriz
G, GEN	Gerador
HP	High Pressure (Alta Pressão)
LP	Low Pressure (Baixa Pressão)
NDS	Negative Damping Stabilizer (Estabilizador para Amortecimento Negativo)
RSS, SSR	Ressonância Subsíncrona, Subsynchronous Resonance
RAT	Regulador Automático de Tensão

SINTREL	Sistema Nacional de Transmissão de Energia Elétrica
SMF	Relé de movimento torsional
TEX	Relé de corrente de armadura

Por MARCELOS GROETAERS DOS SANTOS

SUMÁRIO

Introdução	i
Agradecimentos	ii
Resumo	iii
Abstract	iv
Índice de Materiais	v
Índice de Figuras	vi
Índice de Tabelas	vii
Índice de Abreviaturas e Símbolos	viii

1. INTRODUÇÃO

1.1 - Motivação e Motivação Para Análise de Resposta Sub-síncrona	1
1.2 - Caracterização de Regime de Erros nos EUA	10
1.3 - Integração com os Controladores do Sistema de Potência	12
1.3.1 - Integração com o Controle de Tensão	12
1.3.2 - Integração com o Controle de Velocidade	13
1.3.3 - Integração com o Controle de Conversores CC	14

RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA E OUTRAS FORMAS DE INSTABILIDADE ELETROMECAÂNICA NOS SISTEMAS DE POTÊNCIA

Por MARCELOS GROETAERS DOS SANTOS

SUMÁRIO

Dedicatória	
Agradecimentos	i
Resumo	ii
Abstract	iii
Índice de Tabelas	iv
Índice de Figuras	vi
Siglas, Abreviaturas e Símbolos	viii
1. INTRODUÇÃO	
1.1 - Histórico e Motivação Para Análise de Ressonância Subsíncrona	1
1.2 - Ocorrência de Ruptura de Eixos nos EUA	10
1.3 - Interação com os Controles do Sistema de Potência	12
1.3.1 - Interação com o Controle da Excitação	12
1.3.2 - Interação com o Controle de Velocidade	13
1.3.3 - Interação com o Controle de Conversores CC	14



1.4 - Aplicação de Compensação Série a Nível Mundial e no Brasil.	
Perspectivas Futuras.	21
1.5 - Objetivos e Descrição do Conteúdo do Trabalho	31
2. FUNDAMENTOS DO FENÔMENO DE RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA	
2.1 - Introdução	35
2.2 - Caracterização dos Fenômenos Associados à Compensação Série	39
2.3 - Análise Aproximada da Auto-Excitação	42
2.3.1 - Instabilidade do Enlace de Fluxo do Enrolamento de Campo no Eixo Direto	45
2.3.2 - Instabilidade do Enlace de Fluxo do Enrolamento Amortecedor de Eixo de Quadratura	47
2.4 - Auto-Excitação Síncrona	48
2.5 - Análise Aproximada da Auto-Excitação Assíncrona	49
2.6 - O Modo de Oscilação Eletromecânico	55
2.7 - Interação Torsional	58
2.8 - Análise da Ressonância Subsíncrona	59
2.8.1 - Auto-Excitação	62
2.8.2 - Auto-Excitação e Auto-Oscilação	65
2.8.3 - Interação Torsional	66
2.8.4 - Análise Modal do Eixo do Turbo-Gerador	67
2.9 - O Fenômeno do Acoplamento entre Modos Torsionais	77
2.10 - Uma Breve Discussão Sobre Amortecimento	78
2.11 - Análise de RSS através de Técnicas de Varredura em Frequência	83
2.11.1 - Exemplo de Aplicação da Técnica de Varredura em Frequência	84
2.12 - Conjugados Transitórios e Fadiga Cíclica	90

3. EFEITOS DO SISTEMA DE EXCITAÇÃO SOBRE A RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA E SEU CONTROLE

3.1 - Introdução	95
3.2 - Controle das Oscilações Subsíncronas	96
3.2.1 - Medidas Clássicas de Controle de RSS	98
3.2.2 - Evolução das Medidas de Controle de RSS	106
3.3 - Controle da Ressonância Subsíncrona através do Sistema de Excitação	107
3.3.1 - Malha de Regulação de Tensão	108
3.3.2 - Efeitos do Regulador de Tensão sobre a Instabilidade do Modo Elétrico do Modo Eletromecânico	111
3.3.2.1 - Sensibilidade com Relação ao Ganho do Regulador de Tensão	112
3.3.3 - Efeitos de um Estabilizador Derivado de Desvios de Velocidade	123
3.3.3.1 - Sensibilidade com Relação ao Ganho do Estabilizador	125
3.3.3.2 - Sensibilidade com Relação à Compensação de Fase	127
3.3.4 - Efeitos de um Sinal Estabilizador Derivado da Composição de Desvios de Potência Ativa e Reativa	130
3.3.4.1 - Filosofia de Ajuste do NDS	132
3.3.4.2 - Sensibilidade dos Ajustes de Ganho e de Fase do NDS	134
3.4 - Efeitos do Sistema de Excitação do Gerador sobre a Instabilidade Torsional	141
3.4.1 - Modos de Instabilidade Torsional	142
3.4.2 - Controle da Instabilidade Torsional	143
3.4.3 - Análise dos Resultados do Estudo de Estabilização	157
3.5 - Conclusões	161

4. MODELAGEM PARA ESTUDOS DE RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA

4.1 - Introdução	164
4.2 - Equações da Rede Elétrica	165
4.3 - Equações da Máquina Síncrona	166
4.4 - Equações do Sistema de Massas do Eixo	169
4.5 - Equações do Sistema de Excitação	171
4.5.1 - Regulador Automático de Tensão	172
4.5.2 - Sinal Adicional para Amortecimento de Oscilações Eletromecânicas	173
4.5.3 - Sinal Adicional para Amortecimento do Modo Elétrico Subsíncrono	175
4.6 - Linearização das Equações de Desempenho Dinâmico e Acoplamento dos Submodelos	176
4.6.1 - Linearização das Equações da Máquina Síncrona	176
4.6.2 - Linearização das Equações da Rede	177
4.6.3 - Linearização das Equações do Sistema de Massas do Eixo	178
4.6.4 - Linearização das Equações do Sistema de Excitação	179
4.6.4.1 - Derivação dos Desvios de Tensão Terminal	180
4.6.4.2 - Derivação do Sinal ΔE (combinação dos desvios de potência ativa e reativa terminal da máquina)	181
4.7 - Conclusões	183

5. CONCLUSÕES

5.1 - Conclusões Gerais	185
5.2 - Sugestões para Futuros Desenvolvimentos	192

BIBLIOGRAFIA

193

APÊNDICE I - FORMAS NORMALIZADAS DAS EQUAÇÕES MECÂNICAS

I.1 - Introdução	211
I.2 - Primeira Forma - Normalização do Torque	212
I.3 - Segunda Forma - Normalização do Ângulo Mecânico	213
I.4 - Terceira Forma - Linearização do Tempo	214
I.5 - Normalização em Relação às Grandezas Elétricas	215
I.5.1 - Quarta Forma - Normalização do Torque	215
I.5.2 - Quinta Forma - Normalização em Relação ao Ângulo Elétrico	216
I.5.3 - Sexta Forma - Normalização em Relação ao Tempo Elétrico	216

APÊNDICE II - ANÁLISE MODAL DO SISTEMA DE MASSAS DO EIXO DO GERADOR

II.1 - Introdução	218
II.2 - Transformação Modal das Equações do Sistema de Massas do Eixo	218
II.3 - Resposta do Eixo à Aplicação Súbita de Excitação Externa no Estágio do Gerador	220
II.4 - Torques Torsionais Transmitidos aos Acoplamentos entre Estágios	221
II.5 - Determinação da Constante de Amortecimento Modal	222

APÊNDICE III - EQUAÇÕES DE ESTADO DA REDE ELÉTRICA

III.1 - Introdução	224
III.2 - Considerações Básicas na Escrita das Equações de Estado	225
III.3 - Formulação Sistemática das Equações de Estado	227
III.3.1 - Considerações Topológicas	227

III.3.2 - Eliminação das Variáveis Indesejadas	229
III.3.3 - Circuitos Invariantes no Tempo	232
III.3.4 - Circuitos R-L-C	233
III.4 - Resumo dos Resultados Essenciais para Obtenção das Equações de Estado	233
III.5 - Matrizes de Parâmetros para Circuitos R-L-C	235
III.6 - Exemplo Prático de Obtenção das Equações de Estado	239

APÊNDICE IV - PROGRAMAS PARA ANÁLISE DE RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA

IV.1 - Introdução	248
IV.2 - Programa para Análise de Ressonância Subsíncrona	249
IV.2.1 - Metodologia	249
IV.2.2 - Entrada de Dados	251
IV.2.2.1 - Título do Caso (cartão 1)	251
IV.2.2.2 - Comentários (cartão 2)	251
IV.2.2.3 - Dados de Linhas (cartão 4)	252
IV.2.2.4 - Dados de Barras (cartão 5)	252
IV.2.2.5 - Dados da Máquina Síncrona (cartão 16)	253
IV.2.2.6 - Dados do Sistema de Massas do Eixo (cartão 17)	254
IV.2.2.7 - Dados do Sistema de Excitação da Máquina Síncrona (cartão 18)	255
IV.2.2.8 - Dados Relativos ao Processamento da Matriz de Estado (cartão 29)	256
IV.2.2.9 - Dados Relativos à Execução do Caso (cartão 11)	257
IV.2.2.10 - Final da Execução (cartão 30)	258

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1- Histórico e Motivação para Análise de Ressonância Subsíncrona

O fenômeno de ressonância subsíncrona (RSS), comumente associado à compensação série de linhas de transmissão de alta e extra-alta tensão, tornou-se uma preocupação adicional para os planejadores e operadores de sistemas de potência a partir de um evento ocorrido nos Estados Unidos, que teve como consequência a ruptura do eixo de um turbo-gerador no início da década de 1970[116]. Tal evento motivou o estudo das condições e características dos sistemas de potência que poderiam apresentar riscos potenciais à operação de geradores próximos a linhas ou sistemas dotados de capacitores série, com ênfase na modelagem de aspectos até então não contemplados ou não considerados relevantes nos estudos de aplicação de capacitores série[14].

A literatura produzida até finais dos anos 60 abordava a questão da aplicação de capacitores série focando atenção mais intensamente nos fenômenos de natureza elétrica decorrentes da interação entre a indutância do sistema (máquina elétrica mais linha de transmissão) e o capacitor série e nos efeitos da presença do capacitor sobre a estabilidade eletromecânica.

Fenômenos como o aumento excessivo e distorção da corrente de excitação de transformadores, oscilações eletromecânicas sustentadas, auto-excitação em motores de indução e auto-excitação em máquinas

síncronas já eram conhecidos e apontados como importantes na análise dos sistemas compensados.

Butler e Concordia, em artigo de 1937 [1], discutiram estas questões mostrando já naquela ocasião a interdependência entre os fenômenos elétricos e mecânicos, enfatizando que, de forma ideal, o estudo de auto-excitação das máquinas síncronas deveria basear-se em uma modelagem que incluísse simultaneamente as dinâmicas tanto do sistema elétrico quanto do sistema mecânico, para então se determinar a estabilidade do sistema como um todo.

Em 1941, Edith Clark e S. B. Crary apresentaram artigo no qual eram discutidas as limitações de estabilidade existentes em sistemas de transmissão a longa distância [2]. Nesta época, desenvolvia-se um intenso debate a respeito das melhores soluções para viabilização técnica e econômica da transmissão a longa distância. As argumentações de Clark e Crary cristalizavam motivações claras e convincentes para se concluir que a opção pela compensação série das linhas de transmissão, quer existentes, quer futuras, apresentava-se como a forma mais efetiva e econômica de viabilizar a transferência de grandes blocos de energia a custos compatíveis. Nas discussões deste artigo[3], Concordia apresenta a questão do grau de compensação necessário para conseguir aumentos razoáveis no comprimento de uma linha de transmissão para operação dentro de uma região segura, quer do ponto de vista do amortecimento eletromecânico, quer do ponto de vista da auto-excitação elétrica. Concordia mostra que os limites inferiores, ditados pela questão da auto-excitação, e os limites superiores, função do problema de amortecimento negativo, estão suficientemente afastados da faixa de compensação

COMPORTAMENTO DE CARGA

RESISTÊNCIA

ESTÁVEL

INSTÁVEL

REACTÂNCIA LÍQUIDA = $(X_L - X_C)$ (pu)

REACTÂNCIA LÍQUIDA = $(X_L - X_C)$ (pu)

RESISTÊNCIA (pu)

3

fenômenos associados à instabilidade eletromecânica do rotor e à auto-excitação elétrica são mutuamente dependentes e inseparáveis. Somente em função das grandes diferenças relativas nas magnitudes das principais características de controle de cada um dos fenômenos é que eles podem ser abordados separadamente de forma aproximada. Através desta abordagem unificada, os autores concluíram que, na presença do capacitor série, a instabilidade pode ocorrer tanto para pequenos como para grandes valores de resistência na armadura. Concluem, também, que enrolamentos amortecedores no rotor da máquina permitem que se aumente a resistência na armadura a um valor tal que se pode considerar afastada esta limitação superior. Por outro lado, estes enrolamentos não contribuem para eliminar a tendência à auto-excitação. Entretanto, um resistor em paralelo com o capacitor seria eficaz na prevenção deste tipo de instabilidade.

Muito embora alguns autores insistissem na necessidade de representação conjunta das dinâmicas elétrica e mecânica como condição importante para a correta análise dos fenômenos envolvidos com a compensação série, outras linhas de investigação continuaram adotando hipóteses simplificadoras e produzindo análises importantes para o entendimento dos aspectos particulares de cada aplicação. Nesta linha, apareceram contribuições a partir de análises de regime permanente, apresentando métodos de predição e controle do fenômeno de auto-excitação em motores de indução e máquinas síncronas [5,6]. Wagner justifica esta abordagem afirmando que a condição de ressonância corresponde a um regime sustentado de funcionamento e que, embora reconhecendo os méritos da abordagem via equações diferenciais representativas das dinâmicas elétrica e mecânica, o método proposto para representação conjunta dos fenômenos era mais complicado, opinião esta compartilhada

inclusive pelos defensores da abordagem unificada que reconheciam ser sua aplicação laboriosa e não adequada para uso generalizado [4].

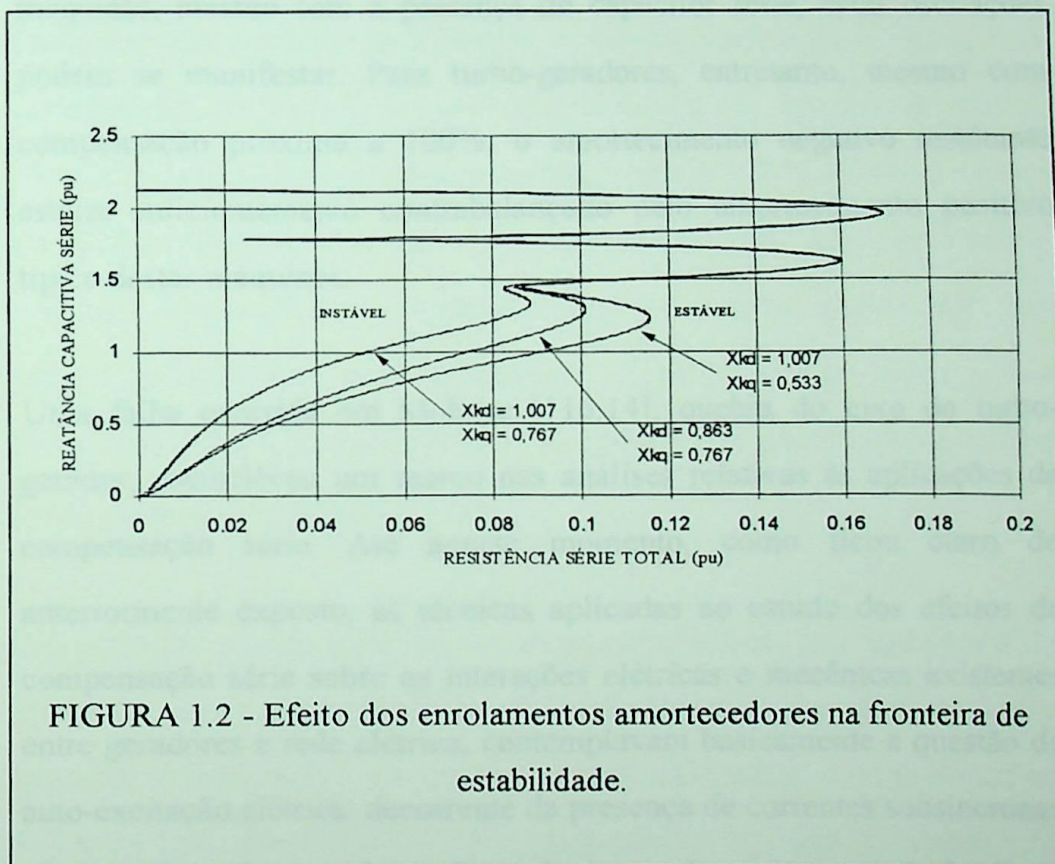
Neste contexto, época na qual a configuração dos sistemas elétricos e suas características elétricas e mecânicas eram tais que não se potencializavam outros problemas associados à compensação série que não aqueles relacionados à auto-excitação e à estabilidade eletromecânica clássica, os métodos simplificados popularizaram-se e mostraram-se suficientes para abordagem das questões de engenharia envolvidas. Além disso, prejudicando a disseminação e aplicação de métodos mais abrangentes e sofisticados, existia a dificuldade de elaboração eficiente dos cálculos necessários para as representações mais detalhadas, pois os recursos computacionais eram caros, poucos ou mesmo fora do alcance geral.

O que se pode constatar da literatura produzida até inícios dos anos 70 é que a utilização de capacitores série evoluiu de aplicações localizadas para solução de problemas tais como controle de tensão em circuitos de alimentação de motores e minimização do fenômeno de cintilação causado por fornos a arco [6], para aplicações mais abrangentes com implicações sistêmicas bastante importantes. Tais aplicações no sistema de potência visavam atender aos crescentes requisitos de transmissão de energia relacionados à utilização mais intensa das linhas de transmissão, transmissão a longa distância e estabilidade. No período pós-guerra, os países industrializados experimentaram rápido crescimento de suas economias o que, por consequência, causou impacto na demanda por energia elétrica. Questões de natureza ambiental, altos custos de direitos de passagem associados aos aspectos anteriormente citados, criaram ambiente propício para o surgimento de soluções técnicas, muitas na

fronteira do conhecimento tecnológico, visando aumentar a eficiência do processo de transmissão de energia. Neste contexto, a compensação série encontrou aplicação crescente como solução para os problemas técnicos, apresentando custo e retorno econômico competitivos com tecnologias concorrentes.

Naturalmente, os problemas associados à compensação série passaram a surgir com mais frequência, reacendendo a atenção dos engenheiros e pesquisadores para a busca de métodos de predição e controle que permitissem um projeto adequado das instalações e proporcionassem uma operação segura do sistema elétrico. Rustebakke e Concordia [7] apresentavam em 1970 um método analítico para determinação da fronteira de estabilidade em sistemas dotados de compensação série com base em um tratamento conjunto das equações elétricas e mecânicas. O estudo apresentado baseava-se na análise de um sistema composto de um gerador síncrono, de *rotor considerado sólido*, ligado a um grande sistema de potência através de linhas radiais dotadas de capacitor série e previa um esquema de amortecimento de oscilações elétricas através de um resistor em paralelo com o capacitor série, esquema este já sugerido em artigos anteriores e considerado eficaz no controle da auto-excitação[1,6]. O método permitia a análise conjunta dos fenômenos de auto-excitação e de falta de amortecimento eletromecânico associado ao aumento da relação R/X nos sistemas compensados. O artigo aponta para o efeito dos enrolamentos amortecedores sobre a fronteira de estabilidade, mostrando que eles aumentam a região de instabilidade associada a auto-excitação embora reduzam a tendência à instabilidade eletromecânica. Rustebakke e Concordia colocavam em um mesmo nível de importância a análise da auto-excitação e da estabilidade eletromecânica na presença do capacitor série. Suas análises demonstraram os efeitos, sobre estes dois

fenômenos, de variações no grau de compensação da rede, no montante de resistência presente nos circuitos de armadura, na presença de enrolamentos amortecedores com várias características para vários pontos de operação do gerador e de níveis de modelagem da rede. O método embora abordasse conjuntamente as dinâmicas elétrica e mecânica, permitindo um certo grau de detalhamento na modelagem, ainda era baseado em um modelo bastante simplificado do sistema, notadamente pela representação do rotor do gerador como sendo uma massa pontual. A Figura 1.2 mostra o efeito dos enrolamentos amortecedores sobre o limite de estabilidade do sistema estudado por Rustebakke e Concordia¹.



¹ Este resultado, que reproduz o apresentado em [7], foi obtido por simulação com utilização de programa computacional desenvolvido.



Nesta mesma época Kilgore, Elliott e Taylor [8], apresentaram análises relativas à predição e controle de oscilações auto-excitadas em sistemas dotados de compensação série, nas quais apresentavam um método geral para análise dos fenômenos envolvidos. Os autores reconheciam que os capacitores série aumentavam a tendência do sistema a experimentar oscilações eletromecânicas mas observavam que, em qualquer caso prático, o problema só se manifestaria para compensações da reatância da linha acima de 100%. Como exceção, apontavam o caso de geradores hidráulicos sem enrolamentos amortecedores para os quais, em baixos carregamentos, o amortecimento aproxima-se de zero. Para estas máquinas, mesmo sem a presença do capacitor série, estas oscilações podem se manifestar. Para turbo-geradores, entretanto, mesmo com compensação próxima a 100%, o amortecimento negativo resultante estaria suficientemente contrabalançado pelo amortecimento positivo típico destas máquinas.

Uma falha ocorrida em Mohave [116,14], quebra do eixo do turbo-gerador, estabeleceu um marco nas análises relativas às aplicações de compensação série. Até aquele momento, como ficou claro do anteriormente exposto, as técnicas aplicadas ao estudo dos efeitos da compensação série sobre as interações elétricas e mecânicas existentes entre geradores e rede elétrica, contemplavam basicamente a questão de auto-excitação elétrica, decorrente da presença de correntes subsíncronas nos circuitos da armadura, fruto da interação entre as indutâncias e capacitâncias série, que poderiam se manter via o fenômeno conhecido como efeito de gerador de indução - análise detalhada em [5] - e a questão do "hunting" (baixo amortecimento eletromecânico) - análise detalhada em [4]- , decorrente do aumento da relação R/X do sistema em função da redução da reatância da rede pelo capacitor série. Pouca

atenção havia sido dada a outras características presentes nos sistemas elétricos como, por exemplo, a representação do eixo do gerador, considerando-o não como uma massa pontual mas sim como um eixo ao longo do qual dispunham-se as diversas massas rotativas componentes do conjunto turbo-gerador. Revelava-se de forma dramática o fenômeno da interação torsional, completando o conjunto de fenômenos associados sob o título de *ressonância subsíncrona*, um tipo de instabilidade eletromecânica não abordada pelos textos clássicos.

A partir deste evento e com a crescente utilização de compensação série, iniciou-se um esforço para estudo e caracterização da RSS, com a contribuição de vários autores individuais e de grupos de estudo formados especificamente para este fim, como o "IEEE Working Group on Subsynchronous Resonance", responsável por um significativo conjunto de contribuições técnicas a respeito do tema, grande parte das quais apresentadas nas coletâneas "Analysis and Control of Subsynchronous Resonance"[11] e "Symposium on Countermeasures for Subsynchronous Resonance"[115].

No presente, grande parte das questões relacionadas aos fenômenos de interação entre a rede elétrica e unidades geradoras, nos seus diferentes aspectos e implicações, encontram-se bem delimitadas e incorporam-se às preocupações rotineiras dos engenheiros e das empresas de eletricidade quando do projeto de sistemas que envolvam dispositivos sujeitos ou causadores de problemas de oscilações subsíncronas, incluindo-se neste conjunto, com destaque, a compensação série de linhas de transmissão em extra-alta tensão.

Atualmente, no Brasil, existem instalações de capacitores série em operação nos sistemas interligados Sul/Sudeste e Norte/Nordeste. Muito embora as características atuais dos sistemas brasileiros sejam tais que não seja provável o aparecimento de problemas de interação subsíncrona, espera-se para futuro próximo um incremento da participação de fontes térmicas na geração de eletricidade bem como um aumento da utilização de capacitores série, quer em novas linhas de transmissão, quer nas existentes. Além disso, a possibilidade de interação torsional existe não somente para o caso de sistemas compensados. Tal fenômeno pode ocorrer quando da interação entre os modos mecânicos torsionais com os controles de excitação e de velocidade da máquina síncrona ou com controles de conversores de corrente contínua[20,33,89]. Deste modo, o conhecimento dos fenômenos associados à possibilidade de ocorrência de ressonância subsíncrona e seu controle reveste-se de grande interesse.

1.2- Ocorrência de Ruptura de Eixos nos EUA

O primeiro problema grave decorrente de ressonância subsíncrona (RSS) ocorreu em 1970, resultando em quebra de eixo de um turbo-gerador da usina de Mohave, em Nevada. Apenas após a segunda ocorrência do problema, com uma nova quebra de eixo em 1971, é que o fenômeno foi identificado como ressonância subsíncrona[14]. Este problema desencadeou uma onda de preocupação através das empresas da costa oeste americana, onde a aplicação de compensação série, função das grandes distâncias entre as usinas (termelétricas) e o centros consumidores, era bastante disseminada. Como um resultado do incidente em Mohave, a compensação série, que havia sido incorporada na expansão futura daquele sistema como um meio econômico de prover

controle de tensão e a estabilidade do sistema, foi colocada sob dúvida. Desde então, a RSS tornou-se um tema de especial interesse para a indústria de equipamentos e de serviços de eletricidade.

As falhas ocorridas em Mohave foram resultantes de fadiga torsional. Os esforços mecânicos cíclicos causaram deformações plásticas e fizeram que o eixo atingisse temperaturas excessivamente altas, provocando a ruptura do isolamento entre os anéis coletores e o eixo. O alto fluxo de corrente resultante do curto-circuito desencadeado destruiu grandes áreas do eixo e dos anéis coletores. A análise dos oscilogramas obtidos durante a ocorrência mostrou a presença de componentes significativas de corrente na armadura de frequência inferior a frequência síncrona. Tais correntes normalmente não causariam maiores problemas à operação. Entretanto, no caso do turbo-gerador de Mohave, as interações entre o fluxo principal do gerador e o fluxo decorrente das correntes subsíncronas circulando na armadura desenvolveram um conjugado pulsante na frequência de escorregamento que muito se aproximava da frequência natural do segundo modo torsional do sistema de massas do eixo. Tal coincidência acoplou fortemente as oscilações elétricas e mecânicas amplificando a magnitude dos conjugados no eixo, intensificando as oscilações torsionais resultantes. Estas oscilações induziram tensões subsíncronas nos circuitos da armadura e as correntes elétricas resultantes reforçaram as correntes subsíncronas originalmente presentes. O resultado da adição destas correntes permitiu a permanência de conjugados suficientes para sustentar as oscilações mecânicas que primeiramente causaram as induções subsíncronas na armadura. Em Mohave, o crescimento das oscilações resultou em instabilidade em regime permanente causando finalmente a ruptura dos eixos do gerador e da excitatriz.

Os modos torsionais mecânicos possuem amortecimento inerente muito baixo. As condições operativas do conjunto turbina/gerador podem, dentro de algum limite, influir no valor deste amortecimento. Entretanto, os controles do gerador e do sistema de potência normalmente não afetam o amortecimento de modo significativo. Existem, todavia, casos relatados na literatura de eventos relacionados com a interação entre os controles de excitação e de velocidade do gerador e o controle de conversores de corrente contínua com os modos torsionais do eixo.

Como é sabido, no caso de linhas compensadas por capacitor série próximas a turbo-geradores, oscilações torsionais instáveis podem se desenvolver. Uma razão deriva do fato de que o sistema elétrico, por si só, se mostra instável quando da ocorrência do efeito de gerador de indução, o que significa que a resistência do rotor vista da armadura é negativa para as correntes subsíncronas. Uma outra razão é de natureza eletromecânica e deve-se a interação torsional manifestada quando o conjugado subsíncrono iguala ou excede o conjugado de amortecimento mecânico $D_m \cdot \Delta \omega_m$. Portanto, tipos especiais de carga, como conversores, e os próprios controles de tensão e velocidade do gerador podem conduzir a condições de instabilidade.

1.3.1- Interação com o Controle da Excitação

A instabilização de um modo torsional pelo controle da excitação do gerador foi primeiramente observada na usina termelétrica de Lambton, Ontario, em 1969[125]. Basicamente, a ação de um sinal estabilizador de sistema de potência ajustado para o máximo amortecimento do modo

eletromecânico, no caso de frequência aproximadamente igual a 1,67 Hz, introduzia conjugado de amortecimento negativo no modo torsional de mais baixa frequência (16 Hz). O ponto de medição dos desvios de velocidade do rotor era o segmento final do eixo, próximo ao estágio gerador. Neste ponto, os desvios de velocidade possuíam componentes significativas do modo torsional de 16 Hz. A solução adotada consistiu em se passar a medir os desvios de velocidade entre os estágios de baixa pressão da turbina, ponto no qual a influência do modo de 16 Hz era mínima. Além disso, foi projetado um filtro sintonizado na frequência de 16 Hz e com atenuação significativa nos outros modos torsionais, para atuar em conjunto com o ramo estabilizador, de modo a atenuar as componentes de alta frequência do sinal de estabilização. A instabilização de um modo torsional através do sistema de excitação também pode ocorrer no caso de existência de um dispositivo limitador no regulador de tensão que utilize a realimentação do sinal de tensão terminal para controle da excitação através de um ganho muito alto. Neste caso, é necessária a presença de um filtro para atenuar as componentes de alta frequência da tensão terminal, de modo a se evitar a possibilidade de interação torsional[126].

1.3.2- Interação com o Controle de Velocidade

Os sistemas de controle de velocidade baseados em reguladores do tipo eletro-hidráulico de ação rápida, também são sujeitos a apresentar problemas de interação com os modos torsionais do eixo do turbo-gerador. Um problema deste tipo foi verificado pela primeira vez durante o comissionamento de uma unidade nuclear de 635 MVA da Ontario Hydro em 1983[89]. A magnitude do fenômeno foi de tal ordem que para

um despacho de 100 MW eram verificadas intensas vibrações nas válvulas do regulador. Modificações no avanço dos circuitos de linearização das válvulas permitiram um aumento de potência para 475 MW, valor a partir do qual novamente se verificavam intensas vibrações nas válvulas. Dois fatores foram identificados como causas primordiais do problema: as imprecisões dos circuitos de linearização das válvulas, provocando um aumento da queda efetiva do regulador da ordem de 12 vezes do valor de ajuste e a grande banda de passagem do servo-sistema eletro-hidráulico, permitindo a interação do regulador com as altas frequências associadas aos modos torsionais. As soluções para este tipo de problema consistem em linearização mais precisa das características da válvula e, de forma preventiva, na colocação de filtros para eliminação das componentes torsionais do sinal de velocidade.

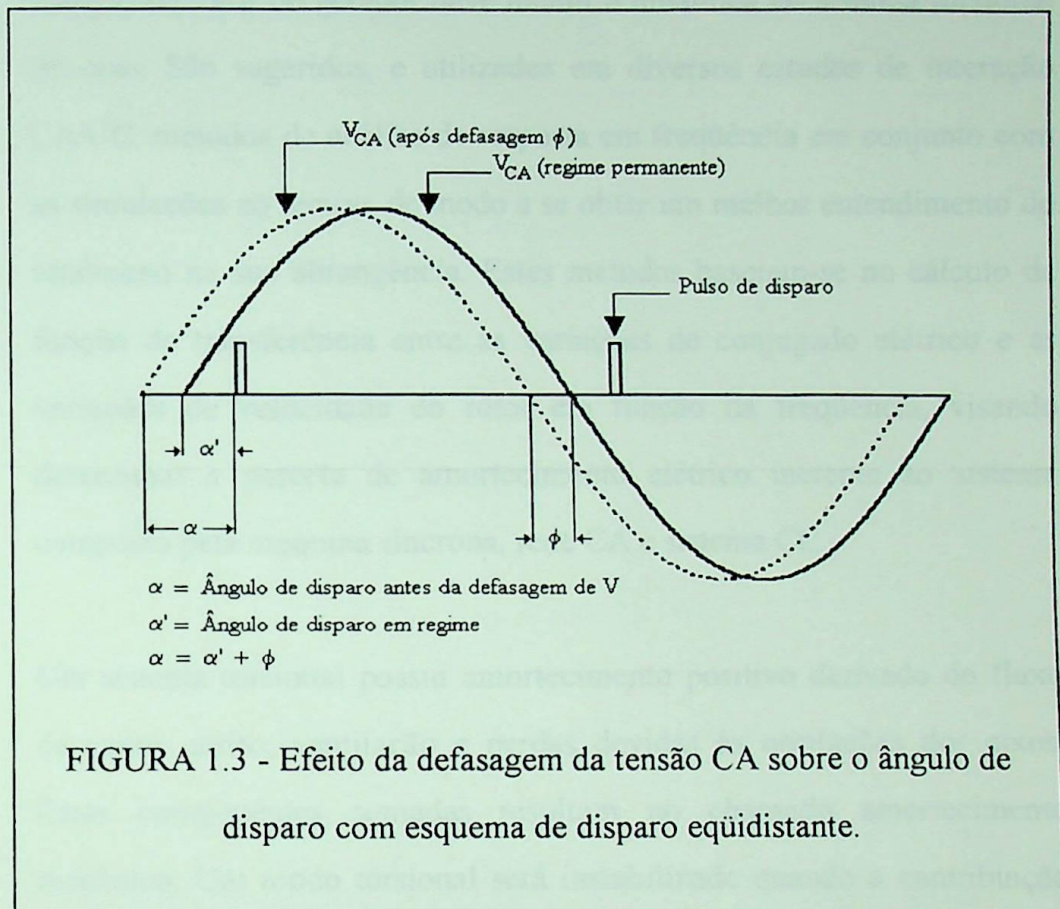
1.3.3- Interação com o Controle de Conversores CC

A proximidade entre conversores de corrente contínua e turbo-geradores pode potencializar o aparecimento de interações entre os controles dos conversores e os modos torsionais do eixo. Tal tipo de interação foi observada pela primeira vez em 1977 no sistema de corrente contínua de Square Butte, em Dakota do Norte, EUA. Este sistema, com capacidade de 500 MW, está localizado próximo à usina de Milton Young, constituída de dois turbo-geradores sendo um de 234 MW e outro de 410 MW. As características torsionais do maior gerador são tais que seu primeiro modo torsional apresenta uma frequência de 11,5 Hz que, durante testes de campo, mostrou ser instável sob a ação do controle suplementar de amortecimento existente no sistema de corrente contínua. O controle de corrente do conversor também apresentou tendência a

provocar instabilidade torsional. O primeiro problema devia-se ao grande ganho e atraso de fase do controle suplementar nas faixas inferiores de frequências torsionais, tendo sido resolvido pela colocação de um filtro para a frequência de 11,5 Hz na malha deste controle. Valores típicos para a banda de passagem dos controles de corrente e potência de conversores de corrente contínua situam-se na faixa de 10 a 20 Hz, sendo que modos torsionais de frequência inferior ao limite superior desta faixa podem tornar-se instáveis em algumas condições. A solução adotada em Square Butte foi a modificação das características de resposta em frequência do controle, de modo a afastar sua banda de passagem dos modos torsionais críticos.

A Figura 1.3 ilustra o efeito da defasagem angular da onda de tensão CA do conversor sobre seu ângulo de disparo. A defasagem é provocada pelas oscilações do rotor do turbo-gerador, que também afetam o módulo da tensão referida, e se reflete na barra de comutação do conversor. Os sistemas de transmissão modernos em corrente contínua utilizam um esquema de ângulo de disparo equidistante. Para este esquema, uma variação na fase ϕ da tensão, causa uma variação igual no ângulo aparente de disparo α , afastado do ângulo de disparo em regime permanente, α' . A mudança aparente no ângulo de disparo resulta em variação na tensão e na corrente do lado de corrente contínua. Adicionalmente, as variações de módulo da tensão alternada em função do efeito de velocidade serão refletidas através do circuito da ponte para mudar a corrente do lado de corrente contínua. Caso esteja sendo adotado um controle de corrente, tensão ou ângulo de disparo em malha fechada neste terminal, o controle atuará de modo a corrigir as variações detectadas. A atuação do controle provocará variação no conjugado do turbo-gerador. Se os atrasos de fase entre as variações de velocidade e as variações conseqüentes no

conjugado elétrico, incluindo o efeito do controle, excederem 90° , as oscilações torsionais tornar-se-ão instáveis.



A interação entre sistemas de corrente contínua e turbo-geradores não é um fenômeno de ressonância elétrica, mas sim função da ação dos controles presentes nos sistemas de transmissão em corrente contínua. Para a simulação deste tipo de interação, quando não existirem linhas CA compensadas por capacitor série nas proximidades dos conversores, é possível a utilização de programas convencionais de estabilidade, com algumas pequenas modificações para contemplar os efeitos e dinâmicas relevantes no processo. Tais modificações envolvem a representação dos efeitos de velocidade sobre o módulo da tensão CA na barra dos conversores e a representação dos deslocamentos aparentes no ângulo de disparo da ponte em função dos desvios de fase experimentados pela

disparo da ponte em função dos desvios de fase experimentados pela tensão CA. Além disso, para possibilitar a caracterização da interação, o modelo do rotor do gerador deve incluir a dinâmica do sistema torsional do eixo. São sugeridos, e utilizados em diversos estudos de interação CA/CC, métodos de análise de resposta em frequência em conjunto com as simulações no tempo, de modo a se obter um melhor entendimento do fenômeno na sua abrangência. Estes métodos baseiam-se no cálculo da função de transferência entre as variações de conjugado elétrico e as variações de velocidade do rotor em função da frequência, visando determinar a parcela de amortecimento elétrico inerente ao sistema composto pela máquina síncrona, rede CA e sistema CC.

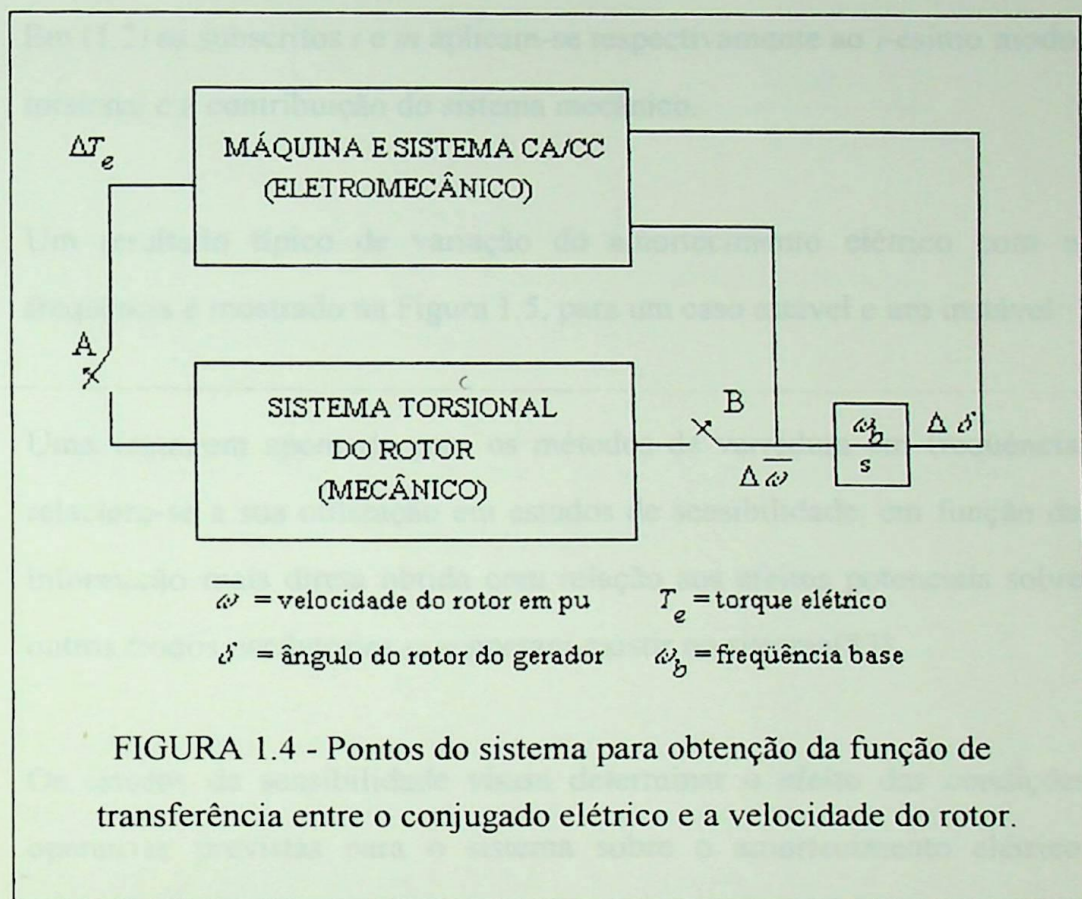
Um sistema torsional possui amortecimento positivo derivado do fluxo de vapor, atrito, ventilação e perdas devidas às oscilações dos eixos. Estas componentes somadas resultam no chamado amortecimento mecânico. Um modo torsional será instabilizado quando a contribuição elétrica exceder em módulo e for oposta em sinal à contribuição mecânica na frequência deste modo torsional.

A função de transferência entre os desvios de conjugado elétrico e os desvios de velocidade do rotor, pode ser expressa pela equação 1.1.

$$\frac{\Delta T_e}{\Delta \omega_G}(j\omega) = D_e(j\omega) - j \frac{\omega_b}{\omega} K_e(j\omega) \quad (1.1)$$

onde: D_e = fator de amortecimento efetivo devido ao sistema elétrico,
 K_e = fator efetivo de sincronização devido ao sistema elétrico,
 ω = frequência de oscilação,
 ω_b = frequência base do sistema

Conceitualmente esta função de transferência é obtida entre os pontos do sistema indicados na Figura 1.4.



A função de transferência, calculada para uma frequência particular é definida como o vetor de interação[33]. O sistema elétrico produzirá amortecimento positivo se a parte real do vetor de interação, D_e , for positiva. Tal fato, traduzido para coordenadas polares, significa que o sistema elétrico produzirá amortecimento positivo se a fase do vetor de interação situar-se no intervalo $[-90^\circ, +90^\circ]$. Se a fase do vetor de interação situar-se no intervalo $[+90^\circ, -90^\circ]$, o sistema elétrico produzirá amortecimento negativo.

No limite de estabilidade, tem-se:

$$D_{ei} = -D_{mi} \quad (1.2)$$

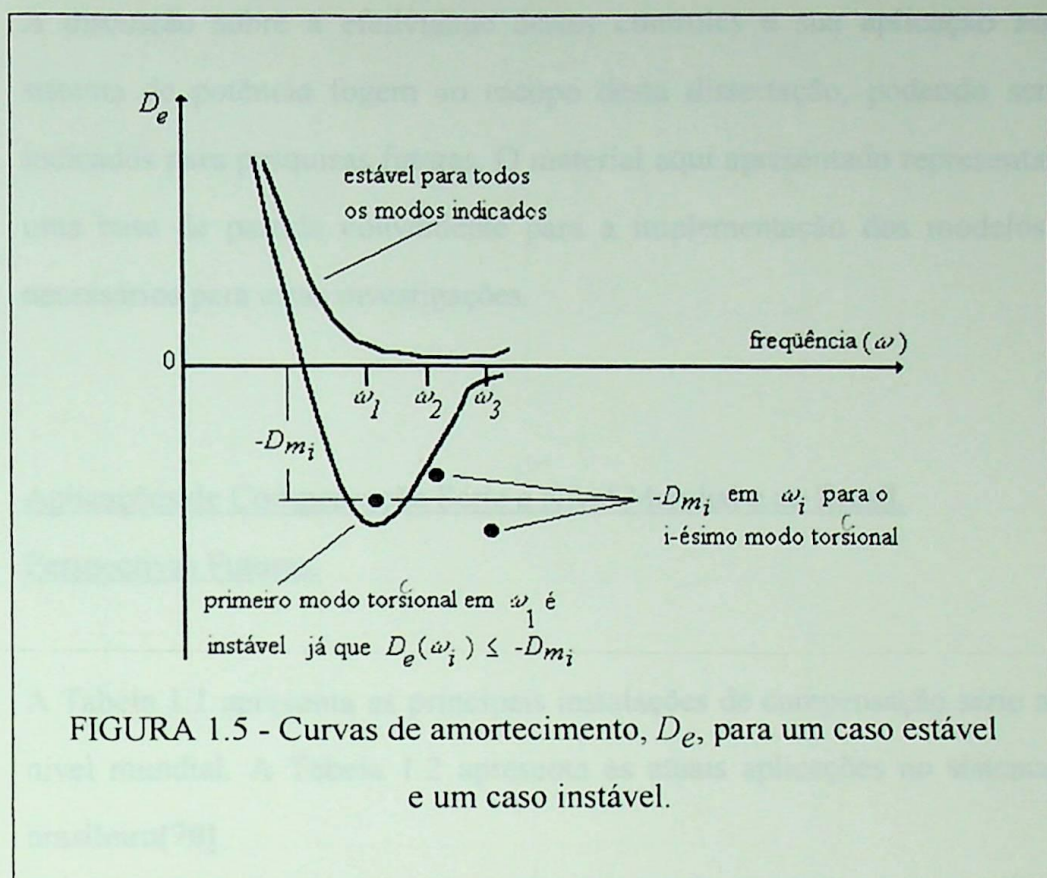
Em (1.2) os subscritos i e m aplicam-se respectivamente ao i -ésimo modo torsional e à contribuição do sistema mecânico.

Um resultado típico de variação do amortecimento elétrico com a frequência é mostrado na Figura 1.5, para um caso estável e um instável.

Uma vantagem apontada para os métodos de varredura em frequência relaciona-se à sua utilização em estudos de sensibilidade, em função da informação mais direta obtida com relação aos efeitos potenciais sobre outros modos oscilatórios que possam existir no sistema[83].

Os estudos de sensibilidade visam determinar o efeito das condições operativas previstas para o sistema sobre o amortecimento elétrico, contemplando diversos níveis de potência CC, representação simplificada do sistema CA, variação da capacidade de curto-circuito, alterações nos controles típicos do sistema CC e efeitos de controles específicos existentes, como por exemplo sinais adicionais para melhoria da estabilidade de interligações elétricas entre sistemas CA.

A experiência obtida com testes de campo e comissionamento de sistemas de corrente contínua[33,83] demonstra que, em geral, existe mais amortecimento negativo para as frequências menores. Na medida em que a frequência cresce ocorre um aumento no atraso de fase da interação, fazendo com que a contribuição para o amortecimento elétrico torne-se positiva a partir de um determinado valor de frequência.



Tipicamente esta troca ocorre entre 15 Hz e 35 Hz, indicando que quanto mais baixa uma frequência natural torsional maior a chance de desestabilização por interação entre o sistema de corrente contínua e o turbo-gerador. As condições operativas mais propícias ao surgimento de interação torsional são as associadas à operação radial do turbo-gerador contra o sistema CC e à operação com máximo despacho de potência CC.

Investigações posteriores ao evento de Square Butte indicaram a possibilidade de ação efetiva dos controles de elos de corrente contínua na mitigação dos problemas de interação torsional. Sistemas de controle especificamente projetados para tal fim estão apresentados na literatura [90, 91, 97].

A discussão sobre a efetividade destes controles e sua aplicação ao sistema de potência fogem ao ^{objeto} escopo desta dissertação, podendo ser indicados para pesquisas futuras. O material aqui apresentado representa uma base de partida conveniente para a implementação dos modelos necessários para estas investigações.

1.4- Aplicações de Compensação Série a Nível Mundial e no Brasil. Perspectivas Futuras.

A Tabela 1.1 apresenta as principais instalações de compensação série a nível mundial. A Tabela 1.2 apresenta as atuais aplicações no sistema brasileiro[78].

No caso brasileiro, as aplicações de compensação série se dão na interligação de grandes sistemas regionais, sendo responsáveis pelo transporte de grandes blocos de energia entre as regiões interligadas. Estes troncos de transmissão encontram-se inseridos em sistemas predominantemente hidrelétricos e eletricamente afastados de usinas térmicas. Tais características das atuais configurações de geração/transmissão no Brasil, fazem com que os problemas associados à RSS não sejam fatores preocupantes ou limitantes da operação destes sistemas. Os estudos até hoje realizados diante desta realidade apontam, mesmo no caso do Sistema Interligado Sul/Sudeste, considerando prováveis compensações de circuitos de suprimento à região que possui importantes centros de geração térmica em operação e previstos, para cenários operativos de baixo risco potencial de ocorrência de fenômenos associados a RSS[104,117,119]. Existe, porém, a necessidade de desenvolvimento de ferramentas e conhecimento abrangente dos

TABELA 1.1 - ALGUMAS APLICAÇÕES DE BANCOS DE CAPACITORES SÉRIE NO MUNDO

PAÍS	CONCESSIONÁRIA	LOCALIZAÇÃO	TENSÃO (kV)	POTÊNCIA TRIFÁSICA (MVar)	GRAU DE COMPENSAÇÃO (%)	ENTRADA EM SERVIÇO
ARGENTINA	<u>HIDRONOR</u>	PUELCHES	500	364	20	1977
	HIDROELETRICA	HENDERSON	500	364	20	1977
	NORPATAGONIA S.A.					
ÁFRICA DO SUL	<u>ESCOM</u>	KOMBERG I	400	315	48	1974
	ELECTRICITY SUPPLY COMMISSION	KOMBERG II	400	315	48	1974
CANADÁ	HYDRO-QUEBEC	KAMOURASKA I	315	192	60	1987
		KAMOURASKA II	315	192	60	1987
	B. C. HYDRO	KENNEDY I	500	2600	-	1979
		KENNEDY II	500	2600	-	1979



TABELA 1.1 - (CONTINUAÇÃO)

PAÍS	CONCESSIONÁRIA	LOCALIZAÇÃO	TENSÃO (kV)	POTÊNCIA TRIFÁSICA (MVA _r)	GRAU DE COMPENSAÇÃO (%)	ENTRADA EM SERVIÇO
EUA	PACIFIC POWER & LIGHT CO.	BURNS	500	603	28	1981
		MIDPOINT	500	603	28	1981
	BPA	BAKE OVEN	500	613	-	1968/69
	SAN DIEGO GAS & ELECTRIC CO.	IMPERIAL VALLEY I	500	150	50	1985
		IMPERIAL VALLEY II	500	150	50	1985
	PACIFIC GAS & ELECTRIC CO.	TABLE MOUNTAIN	500	600	33	1984
FINLÂNDIA		TESLA	500	600	33	1985
	IMATRA POWER CO.	KANGASALA	400	510	-	1971
MÉXICO	CFE	PUEBLA I	400	244	47	1980
	COMISION FEDERAL DE ELETRICIDAD	PUEBLA II	400	244	47	1981
		TEMASCAL I	400	259	48	1984
		TEMASCAL II	400	259	48	1984

TABELA 1.1 - (CONTINUAÇÃO)

PAÍS	CONCESSIONÁRIA	LOCALIZAÇÃO	TENSÃO (kV)	POTÊNCIA TRIFÁSICA (MVA _r)	GRAU DE COMPENSAÇÃO (%)	ENTRADA EM SERVIÇO
NORUEGA	<u>NVE</u>					
	NORWEGIAN WATER	EVJE	300	432	60	1986
	RESOURCES AND	MALAVATN	275	115	40	1979
SUÉCIA	ELECTRICITY BOARD	ARENDAL	300	234	40	1986
	SWEDISH STATE	ALFTA	230	31,4	20	1950
	POWER BOARD	DJURMO II	400	298	50	1963
		VITTERJÖ II	400	525	60	1966
		TANDÖ	400	600	60	1969
		STÖDE	400	500	42	1974
TURQUIA	<u>TEK</u>	KAYSERİ I	400	116	41	1981
	TURKISH	KAYSERİ II	400	116	41	1981
	ELECTRICITY	NEVSEHIR I	400	164	25	1984
	AUTHORITY	NEVSEHIR II	400	164	25	1984

TABELA 1.1 - (FINAL)

PAÍS	CONCESSIONÁRIA	LOCALIZAÇÃO	TENSÃO (kV)	POTÊNCIA TRIFÁSICA (MVar)	GRAU DE COMPENSAÇÃO (%)	ENTRADA EM SERVIÇO
VENEZUELA	CADAFE	BARBACOA I	230	54	78	1969
	C.A. DE ADMINISTRA-	BARBACOA II	230	54	78	1969
	CIÓN Y FOMENTO	BOLIVAR I	230	41	70	1969
	ELECTRICO	BOLIVAR II	230	41	70	1969

TABELA 1.2 - UTILIZAÇÃO DE BANCOS DE CAPACITORES SÉRIE NO BRASIL

CONCESSIONÁRIA	LOCALIZAÇÃO	TENSÃO (kV)	POTÊNCIA TRIFÁSICA (MVA _r)	GRAU DE COMPENSAÇÃO (%)	ENTRADA EM SERVIÇO
FURNAS	<u>SE IVAIPORÃ</u>				
	LT IVAIPORÃ-F. IGUAÇU				
	CIRC. 1	750	1017	40	AGO/89
	CIRC. 2	750	1017	40	NOV/89
	CIRC. 3	750	1017	40	SET/90
	LT IVAIPORÃ-ITABERÁ				
	CIRC. 1	750	1056	50	AGO/89
	CIRC. 2	750	1056	50	NOV/89
	CIRC. 3	750	1056	50	JAN/92
	<u>SE ITABERA</u>				
	LT ITABERA-T. PRETO				
	CIRC. 1	750	1242	50	AGO/89
	CIRC. 2	750	1242	50	NOV/89
	CIRC. 3	750	1242	50	JAN/92

TABELA 1.2 - (CONTINUAÇÃO)

CONCESSIONÁRIA	LOCALIZAÇÃO	TENSÃO (kV)	POTÊNCIA TRIFÁSICA (MVA _r)	GRAU DE COMPENSAÇÃO (%)	ENTRADA EM SERVIÇO
ELETRONORTE	<u>SE MARABÁ</u>				
	LT MARABÁ-TUCURUI				
	CIRC. 1	500	475	30	OUT/90
	CIRC. 2	500	348	30	OUT/90
	<u>SE IMPERATRIZ</u>				
	LT IMPERATRIZ-P.DUTRA				
	CIRC. 1	500	391	27.5	OUT/90
	CIRC. 2	500	313	27.5	OUT/90
	<u>SE P. DUTRA</u>				
	LT P.DUTRA-IMPERATRIZ				
	CIRC. 1	500	391	27.5	OUT/90
	CIRC. 2	500	313	27.5	OUT/90



TABELA 1.2 - (FINAL)

CONCESSIONÁRIA	LOCALIZAÇÃO	TENSÃO (kV)	POTÊNCIA TRIFÁSICA (MVA _r)	GRAU DE COMPENSAÇÃO (%)	ENTRADA EM SERVIÇO
CHESF	SE S. J. PIAUI LT S. J. PIAUI- BESPERANÇA	500	216	40	JUL/90

fenômenos para correta avaliação do desempenho esperado na presença da compensação série, de modo a obter-se a maximização dos resultados pretendidos - melhoria do controle de tensão e estabilidade - sem riscos elevados para a operação do sistema.

As perspectivas de privatização e alterações institucionais previstas para o setor, levando-se em conta que o Brasil constitui-se em um dos mercados de eletricidade com maior expectativa de crescimento em todo o mundo, implicam em um esperado incremento da participação de fontes térmicas na geração de eletricidade. Em 1993 a Petrobrás assinou um contrato para compra de gás da Bolívia para atender aos mercados de sete Estados das regiões Sul, Sudeste e Centro-Oeste. Pelo contrato está previsto o fornecimento de $105 \times 10^9 \text{ m}^3$ de gás num período de 20 anos, a partir de 1997.

Agências privadas e governamentais, com base no crescimento do consumo de energia elétrica na década de 80 (62% contra 8% do crescimento do PIB), prevêm que o Estado de São Paulo chegará ao final do século com um déficit energético de aproximadamente 5000 MW. O gás natural poderá, em conjunto com outras fontes, contribuir para a redução deste déficit. Espera-se que o gás aumente sua participação na matriz energética brasileira saindo do atuais 2% para aproximadamente 10%. A CESP, Companhia Energética de São Paulo, acredita que o gás induzirá a construção de usinas termelétricas face ao atrativo que estas exercem sobre os investidores privados, pois sofrem menos interferência política do que as hidrelétricas, exigem menor aporte de capital para sua construção e provocam menores impactos no meio ambiente.

Outro fator indutor para o aumento da participação de fontes térmicas na geração de energia elétrica é representado pela previsão de que a partir do ano 2000 já se fará sentir o esgotamento do potencial hidrelétrico economicamente explorável das regiões Sul e Sudeste do Brasil. As opções de suprimento para estas regiões resumiriam-se ao aproveitamento de potenciais amazônicos, representando altos custos de investimentos e problemas técnicos associados à transmissão de energia através de longas distâncias e impactos ambientais e à geração termelétrica.

Existe presentemente a determinação do Governo de promover a competitividade e o aumento da eficiência do setor elétrico com vistas a superar a crise no setor, estimulando sua modernização e pondo em prática uma reformulação institucional de modo a viabilizar o alcance dos objetivos propostos, no âmbito dos quais insere-se, como um dos mais importantes, a redução dos custos dos serviços de energia elétrica para a sociedade[127].

Um marco importante para o processo de modernização institucional foi a criação pelo Governo Federal, através do Decreto 1009, de 22 de dezembro de 1993, do Sistema Nacional de Transmissão de Energia Elétrica - SINTREL, visando implantar a competitividade na geração, estimulando a auto produção de energia, abrindo espaço para o futuro incremento da participação de produtores independentes e flexibilizando a comercialização de energia. O SINTREL assegura o acesso e utilização da malha de transmissão a qualquer entidade legalmente habilitada a produzir energia elétrica desde que atendidos os critérios técnicos dos órgãos coordenadores da operação e planejamento da expansão[127].

Diante das alterações institucionais já em andamento e da expectativa de crescimento da demanda associada à flexibilização do acesso à transmissão estimulando a competitividade entre os agentes setoriais, certamente ocorrerá uma revitalização das questões técnicas no sentido de se buscar as soluções de transmissão e geração mais adequadas e econômicas dentro deste novo ambiente mais competitivo.

Este contexto reforça, do lado da engenharia, a busca de tecnologias adequadas para compatibilizar custos e eficiência, minimizando impactos ambientais sem comprometer a capacidade de expansão dos sistemas e o atendimento ao mercado. A compensação série não só das futuras linhas de transmissão como também das existentes, apresenta-se como forte candidata a um papel relevante no incremento da capacidade de transmissão das redes nacionais pois apresenta custos competitivos com tecnologias concorrentes mostrando-se adequada, quer para viabilização da transmissão a longa distância, quer para o incremento da capacidade de transferência de potência entre partes ou pontos determinados do sistema, podendo atuar como elemento de facilitação das transações de transmissão a serem estimuladas e viabilizadas pela rede nacional de transmissão.

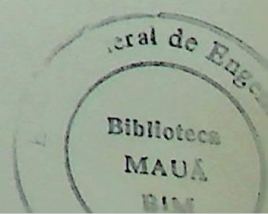
1.5- Objetivos e Descrição do Conteúdo do Trabalho

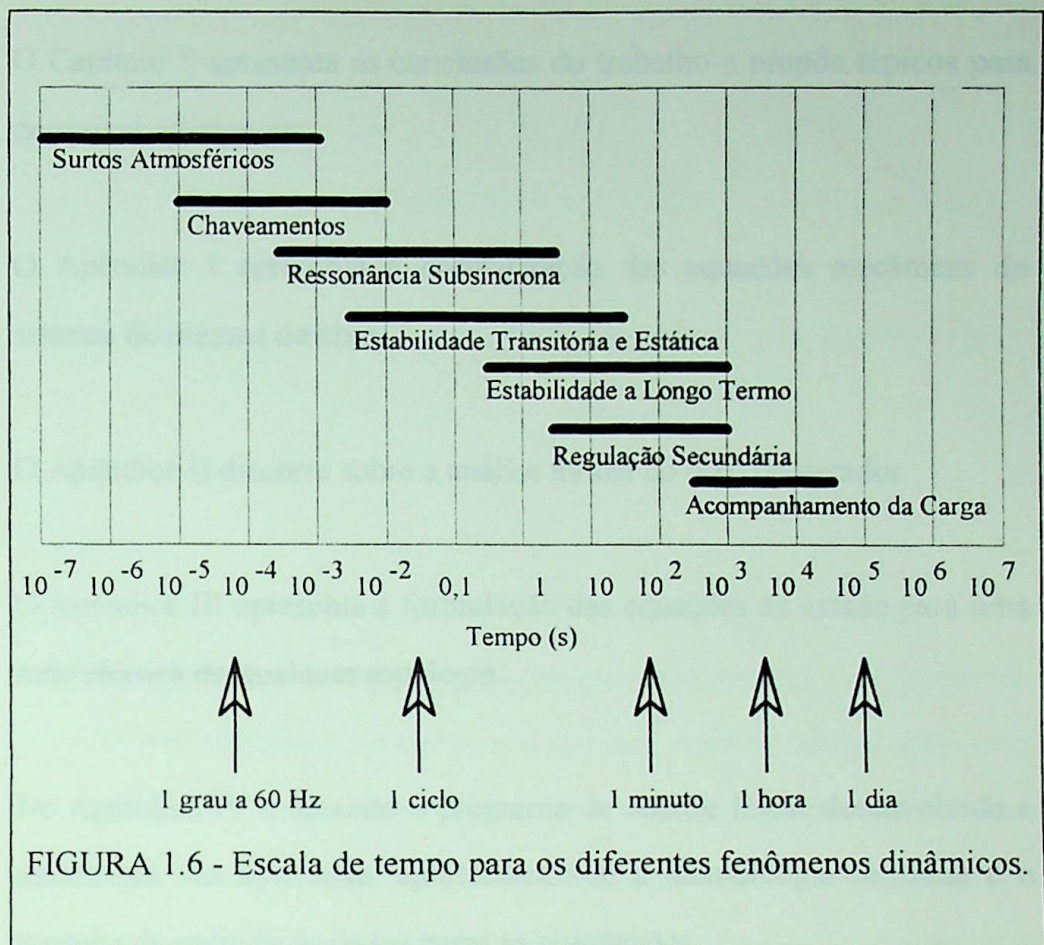
O trabalho visa apresentar os fundamentos do fenômeno de ressonância subsíncrona em redes compensadas por capacitores série e apresentar o desenvolvimento e aplicação de ferramental computacional adequado ao estudo deste fenômeno, com especial atenção ao controle das oscilações subsíncronas através do sistema de excitação da máquina síncrona,

discutindo também outros tipos de instabilidade eletromecânica presentes nos sistemas de potência.

A caracterização da RSS envolve a compreensão de diversos fenômenos de natureza eletromecânica, englobando todos os fenômenos dinâmicos que se estendem por uma faixa de frequência em grande parte coincidente com a faixa de frequências associada à estabilidade transitória. Assim sendo, muitos dos modelos utilizados para os estudos deste tipo de estabilidade podem ser diretamente utilizados, acrescidos das extensões necessárias ao estudo da ressonância subsíncrona, principalmente no que concerne à representação das dinâmicas da rede elétrica e do sistema de massas do eixo do gerador, normalmente não explicitadas nos estudos clássicos de estabilidade.

Como é sabido, o comportamento transitório do sistema de potência envolve efeitos com características situadas entre a dinâmica dos surtos atmosféricos e aquelas associadas ao despacho de geração e acompanhamento da curva de carga. Tal faixa dinâmica cobre várias décadas do domínio da frequência, sendo que a RSS posiciona-se mais acentuadamente na faixa intermediária deste domínio, com as frequências de oscilação de maior interesse variando entre 10 e 50 Hz. Os modelos para estudos de RSS devem então representar bem os fenômenos aí compreendidos, incorporando também frequências fora desta faixa para que as modulações de outras interações que possam refletir-se na faixa de interesse sejam devidamente consideradas. A Figura 1.6 representa as faixas de tempo associadas aos diversos fenômenos dinâmicos existentes no sistema de potência, destacando a faixa associada à RSS.





O Capítulo 2 apresenta os fundamentos do fenômeno de RSS, discutindo e caracterizando a instabilidade elétrica, a instabilidade eletromecânica do rotor e a interação torsional para um sistema tipo máquina x barra infinita. Tais fenômenos são analisados para o caso de uma linha representada por elementos R-L-C série e para uma linha representada pelo seu modelo π com 3 trechos de compensação.

O Capítulo 3 discute as medidas para controle da RSS, dedicando especial atenção ao controle das oscilações subsíncronas através do sistema de excitação do gerador via sinais de estabilização suplementar.

O Capítulo 4 descreve os modelos matemáticos adotados para construção dos programas computacionais utilizados nas análises apresentadas ao longo do texto.

O Capítulo 5 apresenta as conclusões do trabalho e propõe tópicos para pesquisas adicionais.

O Apêndice I apresenta a normalização das equações mecânicas do sistema de massas do eixo.

O Apêndice II discorre sobre a análise modal do eixo do gerador.

O Apêndice III apresenta a formulação das equações de estado para uma rede elétrica de qualquer topologia.

No Apêndice IV é descrito o programa de análise linear desenvolvido e delimitada sua aplicação, apresentando-se a metodologia utilizada e o formato de entrada de dados para as simulações.

CAPÍTULO 2

FUNDAMENTOS DO FENÔMENO DE RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA

2.1- Introdução.

Como delineado no Capítulo 1, existem vários tipos de interações possíveis entre o sistema elétrico e o gerador síncrono englobando suas características dinâmicas elétricas e mecânicas. Os fenômenos associados às interações entre a dinâmica dos controles existentes no sistema de potência e a dinâmica das oscilações entre as massas do eixo do gerador não podem ser caracterizados como ressonância e são estudados dentro do contexto do efeito adverso dos controles sobre o desempenho dinâmico do sistema eletromecânico.

Estes fenômenos e aqueles associados especificamente a RSS são englobados sob a classificação geral de oscilações subsíncronas envolvendo todos os tipos de interação eletromecânica à frequência subsíncrona, quer entre turbo-geradores e elementos passivos como capacitores série, quer entre turbo-geradores e elementos ativos como controles de elos de transmissão em corrente contínua e de compensadores estáticos de reativos[67].

Os fenômenos englobados sob a denominação de ressonância subsíncrona são três: *efeito de gerador de indução*, *efeito de interação torsional* e *conjugados transitórios*.

Estes fenômenos estão intrinsecamente relacionados ou influenciados pela presença de compensação série na rede elétrica e impõem, para sua correta caracterização e análise, a necessidade de representação da dinâmica associada ao comportamento da rede elétrica.

Na busca da caracterização destes fenômenos e de métodos de análise aplicáveis aos sistemas compensados, deseja-se encontrar respostas que permitam ao planejador e operador do sistema identificar condições e configurações potencialmente perigosas que possam induzir riscos elevados à operação do sistema, principalmente aqueles relativos aos danos possíveis de ocorrer em eixos de turbo-geradores, e também apontar para as soluções para mitigação ou completa eliminação dos problemas.

Estes problemas podem ser divididos em duas categorias distintas. A primeira englobando condições operativas e de configuração que eventualmente possam dar margem à manutenção e amplificação de distúrbios elétricos ou mecânicos. A segunda englobando o comportamento dinâmico do sistema frente a grandes distúrbios oriundos de manobras ou defeitos graves, que possam resultar em solicitações excessivas para o conjunto mecânico do gerador.

Os efeitos de gerador de indução e de interação torsional podem ser perfeitamente caracterizados e analisados a partir de um modelo linearizado do sistema formado pela rede e o gerador, aplicando-se a partir daí as técnicas de análise linear que permitem extrair importantes informações a respeito da dinâmica do sistema sob pequenos desvios.

Para análise de conjugados transitórios, diante do fato de que tal fenômeno surge a partir de um estímulo de grande amplitude, existe a necessidade da aplicação de técnicas que permitam a determinação no tempo das excursões das variáveis de interesse para o problema.

Este trabalho visa caracterizar os tipos de instabilidade eletromecânica existentes em um sistema de potência com especial atenção àqueles associados a ressonância subsíncrona. Para este fim será adotado um modelo linearizado do sistema, que nos permitirá determinar seus modos oscilatórios identificando-os e caracterizando-os convenientemente na medida em que seus efeitos são considerados na análise.

O fenômeno de conjugados transitórios merece atenção não somente no caso de redes compensadas. Porém, a presença do capacitor série pode ser responsável pela amplificação exagerada destes conjugados principalmente nas condições de ressonância que investigaremos adiante. Não será objetivo do trabalho a investigação detalhada deste problema.

O método escolhido para análise baseia-se no cálculo dos autovalores da matriz de estado do sistema, método este conhecido como método dos autovalores ou análise modal. Este método é reconhecidamente poderoso e permite uma avaliação em profundidade das características do sistema [38,79,98,101,106,107,120,130]. Historicamente, sua aplicação estava limitada a pequenos sistemas em vista da pouca eficiência das técnicas disponíveis para cálculo de autovalores de grandes matrizes e, também, das limitações computacionais concernentes a tempo de processamento e memória. Atualmente estas dificuldades encontram-se contornadas e não representam mais limitação para este tipo de abordagem [130].

Cabe comentar aqui sobre outras técnicas utilizadas para análise da ressonância subsíncrona.

- (a) Varredura em frequência [25,107,114,120]. Neste método calcula-se a impedância equivalente do sistema como vista da barra interna do gerador para diferentes valores de frequência. O método produz informação sobre as frequências naturais do sistema elétrico sobre a tendência à auto-excitação ou ressonância subsíncrona. Este método é bom para avaliações preliminares de problemas de RSS. Neste trabalho são apresentados alguns resultados obtidos com o auxílio de um programa computacional desenvolvido com base nesta técnica.
- (b) Análise da resposta em frequência para o sistema completo [21]. A estabilidade das oscilações subsíncronas é avaliada com base em um critério de Nyquist multidimensional. Este método apresenta como grande vantagem a possibilidade de representação detalhada de modelos e a capacidade de tratar grandes sistemas.
- (c) Análise aproximada no domínio da frequência [7, 37]. Este método limita-se à análise da estabilidade dos modos torsionais individualmente prestando-se para identificação aproximada de RSS.
- (d) Análise no domínio do tempo. Este método é o mais indicado para o estudo de problemas de conjugados transitórios. Normalmente utiliza-se o programa EMTP (electromagnetic transient program) para a determinação da resposta transitória do sistema, o que permite representação detalhada dos equipamentos, incluindo os efeitos das

não-linearidades. Esta abordagem limita-se à análise de pequenos sistemas.

2.2- Caracterização dos Fenômenos Associados à Compensação Série.

O fenômeno de RSS será caracterizado a partir da análise do desempenho de um gerador síncrono ligado a um sistema de grande capacidade através de uma linha transmissão dotada de compensação série. Para este sistema serão determinados os modos de oscilação associados ao seu desempenho para pequenos desvios, considerando-se na modelagem as dinâmicas da rede, da máquina síncrona e a associada à elasticidade do eixo. A estabilidade é verificada pelo cálculo dos autovalores da matriz de estado do sistema.

Do ponto de vista da melhoria da estabilidade dos geradores síncronos, tendo como consequência o aumento da capacidade de transmissão entre os sistemas elétricos, existem vários dispositivos que podem ser utilizados para alcance deste objetivo. A compensação capacitiva série, a compensação capacitiva em derivação, a compensação combinada série-paralelo e os compensadores estáticos de reativos podem ser utilizados. A decisão com respeito a melhor alternativa a ser adotada é precedida de inúmeros estudos que delimitarão as restrições técnicas e econômicas inerentes a cada uma das soluções cogitadas.

Cada uma destas alternativas reveste-se de aspectos particulares com relação ao seu desempenho quando inseridas no sistema. A compensação capacitiva em derivação, por exemplo, introduz componentes naturais na resposta do sistema com frequências de oscilação supersíncronas[26]. As

correntes nestas frequências, ao circularem pela armadura dos geradores produzem componentes de fluxo de entreferro que giram avante e à ré em velocidade superior à velocidade do rotor. Tais componentes possuem amortecimento normalmente positivo não causando problemas durante a operação em condições normais.

A compensação série, por sua vez, aparece freqüentemente como uma alternativa efetiva para alcance dos objetivos desejados, quer do ponto de vista técnico quer do ponto de vista econômico. Existem, todavia, algumas restrições à sua utilização que, em sendo contornadas, resultam na manutenção da competitividade entre esta solução e as demais citadas.

A possibilidade de comportamento instável de determinada componente natural das correntes de fase da armadura apresenta-se como a maior restrição para o uso de capacitores série. Durante transitórios, tais componentes geram um campo magnético a velocidade subsíncrona que, sob determinadas condições de operação e de configuração do sistema, podem conduzir a interações adversas entre o gerador, considerado no seu conjunto elétrico, mecânico e de controle, e a rede elétrica. Tais interações traduzem-se em possibilidade de auto-excitação, manutenção e crescimento das componentes naturais subsíncronas pelo efeito de gerador de indução e interação torsional com ou sem a participação dos controles do gerador e de outros controles existentes no sistema elétrico.

A interação entre os modos elétricos subsíncronos de resposta, associados à presença do capacitor série, e os modos mecânicos torsionais dos geradores síncronos dá origem ao fenômeno conhecido como ressonância subsíncrona ou simplesmente RSS. A RSS pode em

situações extremas causar a ruptura do eixo de turbo-geradores como um resultado do processo de aceleração de perda de vida[22,37].

Considerando-se o exposto no Capítulo 1, item 1.4, o conhecimento do fenômeno de RSS e das medidas para redução ou total eliminação de seus efeitos danosos é do interesse de algumas empresas de eletricidade brasileiras, principalmente para aquelas que possuem ou possuirão turbo-geradores localizados próximos a linhas compensadas por capacitor série.

A seguir, proceder-se-á a caracterização do fenômeno através da avaliação no plano complexo da excursão dos modos oscilatórios relevantes relacionados ao comportamento dinâmico, sob pequenos desvios, de um gerador radialmente ligado a um sistema de grande capacidade. Primeiramente, será estudado um sistema composto por um gerador ligado a um sistema de grande capacidade através de uma linha de transmissão representada por elementos R-L-C em série, conforme mostrado na Figura 2.1.

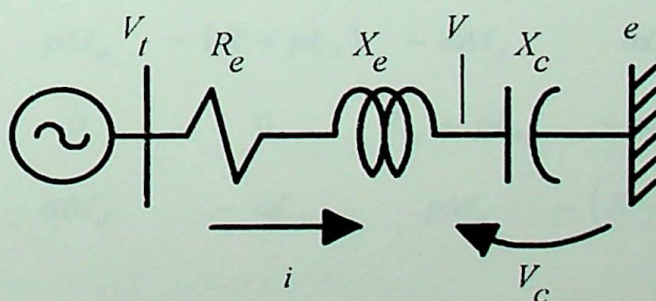


FIGURA 2.1 - Sistema utilizado para caracterização da ressonância subsíncrona.

2.3- Análise Aproximada da Auto-excitação.

Considere o sistema da Figura 2.1, onde:

- V_t - tensão terminal
- V - tensão antes do capacitor
- e - tensão do sistema
- i - corrente de armadura
- V_c - tensão através do capacitor série
- R_e - resistência do sistema de transmissão
- X_e - reatância do sistema de transmissão, $X_e = \omega_s \cdot L_e$
- X_c - reatância capacitiva

Para caracterização do fenômeno de auto-excitação, a equação de tensão da máquina síncrona deve considerar, além dos enrolamentos d e q da armadura, pelo menos mais dois enrolamentos no rotor: o enrolamento de campo no eixo direto e o enrolamento amortecedor atuando somente segundo a direção do eixo em quadratura. Pode-se, deste modo, escrever:

$$\begin{bmatrix} V_f \\ V_{td} \\ V_{kq} \\ V_{tq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_f + pL_f & -pM_d & 0 & 0 \\ pM_d & -(R + pL_d) & -\omega M_q & \omega L_q \\ 0 & 0 & R_{kq} + pL_{kq} & -pM_q \\ \omega M_d & -\omega L_d & pM_q & -(R + pL_q) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_f \\ i_d \\ i_{kq} \\ i_q \end{bmatrix} \quad (2.1),$$

onde $p = \frac{d}{dt}$ é o operador diferencial.

Considerando pequenas variações em torno do ponto de equilíbrio e desprezando-se as variações de velocidade (equivalente a considerar um rotor de inércia infinita), tem-se:

$$\begin{bmatrix} \Delta V_f \\ \Delta V_{td} \\ \Delta V_{kq} \\ \Delta V_{tq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_f + pL_f & -pM_d & 0 & 0 \\ pM_d & -(R + pL_d) & -\omega_s M_q & \omega_s L_q \\ 0 & 0 & R_{kq} + pL_{kq} & -pM_q \\ \omega_s M_d & -\omega_s L_d & pM_q & -(R + pL_q) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_f \\ \Delta i_d \\ \Delta i_{kq} \\ \Delta i_q \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

Desprezando-se as resistências de armadura da máquina e do sistema de transmissão, desprezando-se as tensões de transformação dos enrolamentos de armadura e incorporando a indutância L_e do sistema de transmissão, vem:

$$\begin{bmatrix} \Delta V_f \\ \Delta V_d \\ \Delta V_{kq} = 0 \\ \Delta V_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_f + pL_f & -pM_d & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\omega_s M_q & \omega_s (L_q + L_e) \\ 0 & 0 & R_{kq} + pL_{kq} & -pM_q \\ \omega_s M_d & -\omega_s (L_d + L_e) & pM_q & -(R + pL_q) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_f \\ \Delta i_d \\ \Delta i_{kq} \\ \Delta i_q \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

ΔV_d e ΔV_q , ΔV_{td} e ΔV_{tq} , são respectivamente as componentes das tensões ΔV e ΔV_t na referência dq, enquanto que Δi_d e Δi_q são as componentes da corrente Δi na referência dq.

Temos ainda:

$$\begin{aligned} p\Delta\psi_f &= \Delta V_f - R_f \cdot \Delta i_f \\ p\Delta\psi_{kq} &= -R_{kq} \cdot \Delta i_{kq} \end{aligned} \quad (2.4)$$

Onde:

$$\Delta\psi_f = L_f \Delta i_f - M_d \Delta i_d$$

e

$$\Delta\psi_{kq} = L_{kq} \Delta i_{kq} - M_q \Delta i_q$$

representam as variações dos enlaces de fluxo dos enrolamentos de campo e amortecedor de eixo q. Portanto:

$$\Delta i_f = \frac{1}{R_f} (\Delta V_f - p\Delta\psi_f) \quad (2.5.a)$$

$$\Delta i_{kq} = \frac{-1}{R_{kq}} p\Delta\psi_{kq} \quad (2.5.b)$$

Para o capacitor pode-se escrever:

$$\begin{aligned} C pV_{cd} - C\omega_s V_{cq} &= i_d \\ C pV_{cq} + C\omega_s V_{cd} &= i_q \end{aligned} \quad (2.6)$$

Para pequenos desvios e desprezando as tensões de transformação:

$$\Delta i_d = -C\omega_s \Delta V_{cq}$$

$$\Delta i_q = C\omega_s \Delta V_{cd}$$

Em adição:

$$\begin{aligned}\Delta V_d &= \Delta V_{cd} + \Delta e_d = \Delta V_{cd} = \frac{1}{\omega_s C} \Delta i_q \\ \Delta V_q &= \Delta V_{cq} + \Delta e_q = \Delta V_{cq} = - \frac{1}{\omega_s C} \Delta i_d\end{aligned}\quad (2.7)$$

Substituindo (2.7) em (2.3), vem:

$$\begin{aligned}\Delta V_d &= \frac{1}{\omega_s C} \Delta i_q = -\omega_s M_q \Delta i_{kq} + \omega_s (L_q + L_e) \Delta i_q \\ \omega_s M_q \Delta i_{kq} &= (X_q + X_e - X_c) \Delta i_q\end{aligned}\quad (2.8)$$

$$\begin{aligned}\Delta V_q &= \omega_s M_d \Delta i_f - \omega_s (L_d + L_e) \Delta i_d = - \frac{1}{\omega_s C} \Delta i_d \\ \omega_s M_d \Delta i_f &= (X_d + X_e - X_c) \Delta i_d\end{aligned}\quad (2.9)$$

2.3.1- Instabilidade do Enlace de Fluxo do Enrolamento de Campo no Eixo Direto.

Multiplicando (2.5.a) por $\omega_s M_d$ e considerando (2.9), vem:

$$\begin{aligned}\Delta e_q &= \omega_s M_d \Delta i_f = \frac{\omega_s M_d}{R_f} \Delta V_f - p \frac{\omega_s M_d}{R_f} \Delta \psi_f = (X_d + X_e - X_c) \Delta i_d \\ &= \frac{\omega_s M_d}{R_f} \Delta V_f - \frac{L_f}{R_f} p \frac{\omega_s M_d}{L_f} \Delta \psi_f = (X_d + X_e - X_c) \Delta i_d \\ &= \Delta V_f - T_{do} p \Delta e_q = (X_d + X_e - X_c) \Delta i_d = \Delta e_q + ((X_d + X_e) - (X_d' + X_e')) \Delta i_d\end{aligned}\quad (2.10)$$

Δe_q e $\Delta e'_q$ representam as variações da tensão de excitação e da tensão associada ao elance de fluxo de campo. $\Delta V'_f = \frac{\omega_s M_d}{R_f} V_f$ representa a tensão de campo referida ao enrolamento de armadura. $T'_{do} = \frac{L_f}{R_f}$ representa a constante de tempo do enrolamento de campo.

Portanto:

$$-X_c \Delta i_d = \Delta e'_q - (X'_d + X_e) \Delta i_d$$

ou

$$\Delta i_d = \frac{\Delta e'_q}{(X'_d + X_e - X_c)} \quad (2.11)$$

Levando (2.11) em (2.10), vem:

$$\begin{aligned} \Delta V'_f - T'_{do} p \Delta e'_q &= \frac{X_d + X_e - X_c}{X'_d + X_e - X_c} \Delta e'_q \\ p \Delta e'_q &= \frac{1}{T'_{do}} \left(\Delta V'_f - \frac{X_d + X_e - X_c}{X'_d + X_e - X_c} \Delta e'_q \right) \end{aligned}$$

Tomando-se a transformada de Laplace, obtém-se no domínio complexo:

$$s \Delta E'_q(s) - \Delta e'_q(0) = \frac{1}{T'_{do}} (\Delta V'_f(s) - a \Delta E'_q(s))$$

onde:

$$a = \frac{X_d + X_e - X_c}{X'_d + X_e - X_c}$$

Assim:

$$\Delta E'_q(s) \left(s + \frac{a}{T'_{do}} \right) = \frac{1}{T'_{do}} \Delta V'_f(s) + \Delta e'_q(0)$$

$$\Delta E'_q(s) = \frac{1}{T'_{do}} \frac{\Delta V'_f(s)}{s + \frac{a}{T'_{do}}} + \frac{\Delta e'_q(0)}{s + \frac{a}{T'_{do}}} \quad (2.12)$$

A expressão (2.12) indica que o enlace de fluxo do enrolamento de campo apresenta componente natural com constante de tempo $\frac{T'_{do}}{a}$. O processo de auto-excitação através da instabilidade do enlace de fluxo de campo ocorre, neste caso, se $a < 0$. Portanto, a condição para auto-excitação no eixo direto é dada por:

$$a < 0 \text{ ou } X'_d + X_e < X_c < X_d + X_e \quad (2.13)$$

A expressão (2.12) indica, também, a possibilidade de eliminação ou alteração no processo de auto-excitação segundo o eixo direto em função do efeito do sistema de excitação.

2.3.2- Instabilidade do Enlace de Fluxo do Enrolamento Amortecedor de Eixo de Quadratura.

A análise desta instabilidade é similar a efetuada para o eixo direto, com a única diferença de que não há excitação aplicada ao enrolamento amortecedor de eixo em quadratura.

Assim, pode-se escrever:

$$\Delta E'_d(s) = \frac{\Delta e'_d(0)}{s + \frac{b}{T'_{qo}}} \quad (2.14)$$

Onde:

$$b = \frac{X_q + X_e - X_c}{X'_q + X_e - X_c}$$

e $T'_{qo} = \frac{L_{kq}}{r_{kq}}$ representa a constante de tempo do enrolamento amortecedor.

$\Delta e'_d = \frac{\omega_s M_q}{L_{kq}} \Delta \psi_{kq}$ é a tensão associada ao enlace de fluxo do enrolamento amortecedor do eixo q.

A expressão (2.14) indica a impossibilidade do sistema de excitação interferir no processo de auto-excitação segundo o eixo em quadratura. O crescimento exponencial do enlace de fluxo do enrolamento amortecedor de eixo q ocorre quando:

$$b < 0 \text{ ou } X'_q + X_e < X_c < X_q + X_e \quad (2.15)$$

2.4- Auto-excitação Síncrona.

O alcance da análise anterior está condicionado ao escopo das hipóteses fixadas inicialmente. Por exemplo, desprezar as tensões de transformação na análise da instabilidade significa desconsiderar a

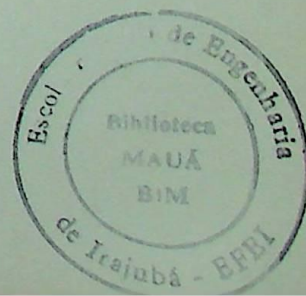
possibilidade de auto-excitação assíncrona. Tal fato decorre da hipótese em discussão já que, neste caso, os enlaces de fluxo resultantes da composição dos fluxos dos enrolamentos do estator e do rotor se mantêm alinhados com o rotor girando, portanto, na velocidade síncrona em relação ao estator. Desta forma, a análise previamente realizada aplica-se somente para determinação da possibilidade de auto-excitação síncrona.

2.5 - Análise Aproximada da Auto-excitação Assíncrona.

A auto-excitação assíncrona pode ser vista como uma forma de instabilidade na qual uma componente transitória das correntes dos enrolamentos de fase da armadura de frequência f_n , introduzida pela presença da compensação série, apresenta um comportamento instável. Esta componente de frequência f_n dá origem a um campo magnético girante à velocidade subsíncrona $\omega_n = 2\pi f_n$ que não é evidentemente estacionário em relação ao rotor. A instabilidade está intimamente relacionada ao comportamento do gerador na presença deste campo magnético girante à velocidade subsíncrona. O escorregamento do rotor em relação a este campo girante é dado por:

$$s' = \frac{\omega_n - \omega_s}{\omega_n} \quad (2.16)$$

s' apresenta valores negativos já que $\omega_n < \omega_s$.



Para análise da auto-excitação assíncrona, consideremos agora uma máquina ligada a um sistema como o da Figura 2.1 sem, entretanto, esquecer a presença da compensação série porém contemplando seus efeitos através da aplicação de tensões sustentadas ΔV_a , ΔV_b e ΔV_c à armadura na frequência subsíncrona ω_n .

A tensão do sistema (e) é desprezada nesta análise já que ela está ligada ao desempenho da máquina na frequência fundamental sendo seu efeito no sentido de manter a máquina em sincronismo. Linearizando as equações de desempenho no ponto de operação em regime permanente e incluindo a impedância da rede, calcula-se a impedância da máquina para pequenas variações de tensões e correntes na frequência ω_n . Neste caso, a resposta em frequência permitirá caracterizar as condições para a instabilidade associada à auto-excitação assíncrona.

Consideremos aplicadas à armadura as tensões:

$$\Delta V_a = \Delta V \cos(\omega_n t + \delta)$$

$$\Delta V_b = \Delta V \cos(\omega_n t + \delta - 120^\circ)$$

$$\Delta V_c = \Delta V \cos(\omega_n t + \delta + 120^\circ)$$

Estas tensões, expressas em coordenadas dq0, como vistas do rotor, serão dadas por:

$$\Delta V_d = \Delta V \cos((\omega_n - \omega_s)t + \delta)$$

$$\Delta V_q = \Delta V \sin((\omega_n - \omega_s)t + \delta)$$

$$\Delta V_0 = 0$$

As componentes dqo da tensão ΔV assim referidas evidenciam a frequência $\omega_s - \omega_n = 2\pi(f_s - f_n)$.

Calculando as correntes da armadura, expressas em coordenadas dq0, na equação de tensão abaixo, tem-se:

$$\begin{bmatrix} \Delta V_d(s) \\ \Delta V_q(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\bar{Z}_d(s) & -\omega_s \bar{L}_q(s) \\ \omega_s \bar{L}_d(s) & -\bar{Z}_q(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_d(s) \\ \Delta i_q(s) \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

Em (2.17) $\bar{Z}_d(s)$, $\bar{Z}_q(s)$, $\bar{L}_d(s)$ e $\bar{L}_q(s)$ representam as impedâncias e indutâncias operacionais de eixos d e q da máquina síncrona, incluindo o efeito da linha de transmissão. $\bar{Z}_d(s)$ e $\bar{Z}_q(s)$ incluem R , o termo que representa a resistência total vista do circuito de armadura na frequência ω_n .

A análise da resposta em frequência deve ser feita na frequência de escorregamento $\omega_n - \omega_s = s' \omega_n$, como visto do rotor. Fazendo $s = js' \omega_n$ e definindo os fasores tensão e corrente $\Delta \dot{V}_d, \Delta \dot{V}_q, \Delta \dot{I}_d$ e $\Delta \dot{I}_q$, girantes à velocidade $\omega_s - \omega_n$ em relação ao rotor e em sentido contrário à rotação do rotor, tem-se:

$$\Delta \dot{V}_d = \Delta V \angle 0^\circ$$

$$\Delta \dot{V}_q = \Delta V \angle -90^\circ = -j \Delta \dot{V}_d$$

e

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{V}_d \\ \Delta \dot{V}_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\bar{Z}_d(js' \omega_n) & -(1-s') \omega_n \bar{L}_q(js' \omega_n) \\ (1-s') \omega_n \bar{L}_d(js' \omega_n) & -\bar{Z}_q(js' \omega_n) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \dot{I}_d \\ \Delta \dot{I}_q \end{bmatrix} \quad (2.18)$$

Resolvendo (2.18), tem-se:

$$\Delta \dot{I}_d = - \frac{\Delta V}{\Delta(j s' \omega_n)} (R + j \omega_n \bar{L}_q(j s' \omega_n))$$

$$\Delta \dot{I}_q = \frac{j \Delta V}{\Delta(j s' \omega_n)} (R + j \omega_n \bar{L}_d(j s' \omega_n))$$

onde:

$$\Delta(j s' \omega_n) =$$

$$R(R + j s' \omega_n (\bar{L}_d(j s' \omega_n) + \bar{L}_q(j s' \omega_n))) + (1 - 2 s') \omega_n^2 \bar{L}_d(j s' \omega_n) \bar{L}_q(j s' \omega_n)$$

Desprezando-se o efeito da resistência do estator na amplitude e fase de $\Delta \dot{I}_d$ e $\Delta \dot{I}_q$, vem:

$$\Delta \dot{I}_d \cong \frac{\Delta V}{(1 - 2 s')} \frac{1}{j \omega_n \bar{L}_d(j s' \omega_n)} = \frac{\Delta V}{(1 - 2 s') X_{d0}} \angle -90 - \alpha_{d0}$$

$$\Delta \dot{I}_q \cong \frac{-j \Delta V}{(1 - 2 s')} \frac{1}{j \omega_n \bar{L}_q(j s' \omega_n)} = -j \frac{\Delta V}{(1 - 2 s') X_{q0}} \angle -90 - \alpha_{q0}$$

X_{d0} , X_{q0} , α_{d0} e α_{q0} são as amplitudes e fases das indutâncias operacionais da máquina referidas ao estator, ou seja:

$$X_{d0} \angle \alpha_{d0} = \omega_n \bar{L}_d(j s' \omega_n) \text{ e } X_{q0} \angle \alpha_{q0} = \omega_n \bar{L}_q(j s' \omega_n)$$

No domínio do tempo, tem-se:

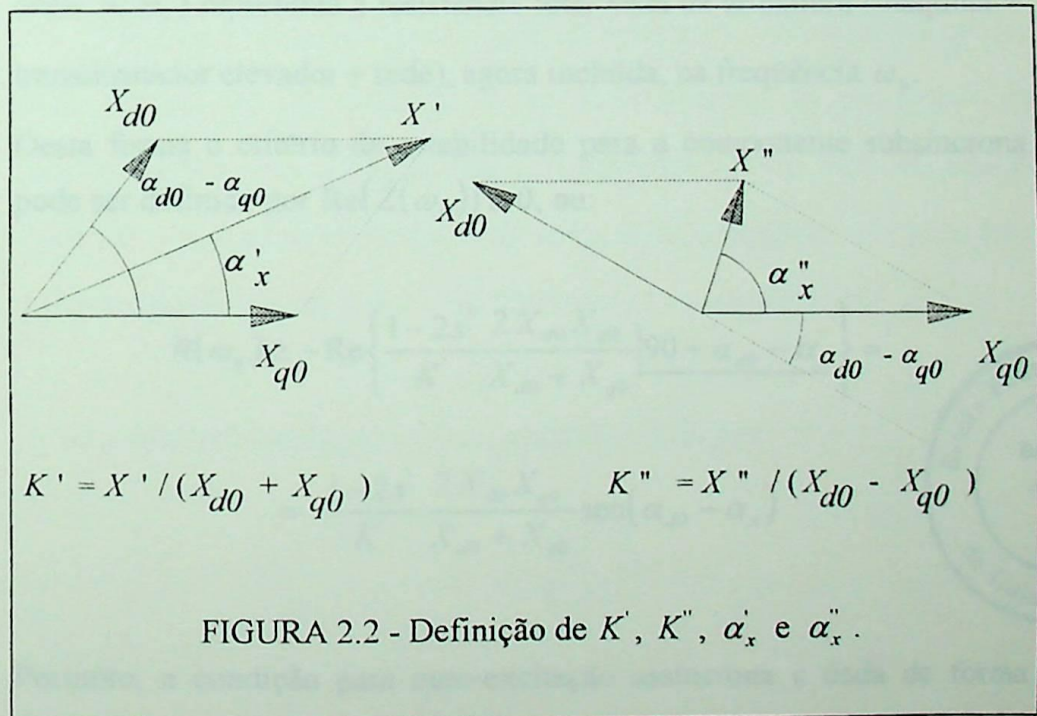
$$\Delta i_d(t) = \frac{\Delta V}{(1-2s')X_{d0}} \cos((\omega_n - \omega_s)t - 90 - \alpha_{d0})$$

$$\Delta i_q(t) = \frac{\Delta V}{(1-2s')X_{q0}} \sin((\omega_n - \omega_s)t - 90 - \alpha_{q0})$$

Convertendo-se para coordenadas de fase, vem:

$$\begin{aligned} \Delta i_a(t) = \frac{\Delta V}{(1-2s')} \left\{ \frac{K'}{2} \left(\frac{1}{X_{q0}} + \frac{1}{X_{d0}} \right) \cos(\omega_n t - 90 - \alpha_{d0} + \alpha'_x) + \right. \\ \left. + \frac{K''}{2} \left(\frac{1}{X_{q0}} - \frac{1}{X_{d0}} \right) \cos((2\omega_s - \omega_n)t + 90 + \alpha_{q0} + \alpha''_x) \right\} \end{aligned} \quad (2.19),$$

com K' , K'' , α'_x e α''_x definidos conforme a Figura 2.2.



A expressão (2.19) indica que a corrente de armadura $i_a(t)$ apresentará duas componentes, uma subsíncrona de frequência ω_n e uma supersíncrona de frequência $2\omega_s - \omega_n$. Normalmente, esta última componente apresenta uma amplitude relativamente pequena e proporcional à diferença entre as reatâncias de eixo d e q da máquina, como visto da armadura.

Portanto, conclui-se que a componente supersíncrona é introduzida pela assimetria do rotor na frequência subsíncrona.

Para a componente subsíncrona a impedância da máquina é dada por:

$$Z(\omega_n) \cong \frac{1-2s'}{K'} \frac{2X_{d0}X_{q0}}{X_{d0}+X_{q0}} \left| 90 + \alpha_{d0} - \alpha'_x \right| - R(\omega_n)$$

onde $R(\omega_n)$ representa a resistência total vista da armadura (máquina + transformador elevador + rede), agora incluída, na frequência ω_n .

Desta forma o critério de estabilidade para a componente subsíncrona pode ser definido por $\text{Re}(\dot{Z}(\omega_n)) \geq 0$, ou:

$$\begin{aligned} R(\omega_n) &\geq -\text{Re} \left\{ \frac{1-2s'}{K'} \frac{2X_{d0}X_{q0}}{X_{d0}+X_{q0}} \left| 90 + \alpha_{d0} - \alpha'_x \right| \right\} = \\ &= \frac{1-2s'}{K'} \frac{2X_{d0}X_{q0}}{X_{d0}+X_{q0}} \text{sen}(\alpha_{d0} - \alpha'_x) \end{aligned}$$



Portanto, a condição para auto-excitação assíncrona é dada de forma aproximada por:

$$R(\omega_n) \leq \frac{1-2s'}{K'} \frac{2X_{d0}X_{q0}}{X_{d0}+X_{q0}} \text{sen}(\alpha_{d0} - \alpha'_x) \quad (2.20)$$

A condição dada por (2.20) é suficiente já que, normalmente, o gerador síncrono produz amortecimento positivo para a componente supersíncrona de frequência $2\omega_s - \omega_n$.

2.6 - O Modo de Oscilação Eletromecânico.

Uma usina ligada a um sistema radial compensado por capacitor série pode apresentar modos instáveis de diferentes naturezas. Se este sistema radial estiver operando interligando esta usina a um sistema de grande capacidade, um dos modos de interesse é o chamado modo local de estabilidade eletromecânica, o qual está relacionado com a operação da usina em sincronismo. Os conceitos de conjugado de sincronização T_s e de conjugado de amortecimento T_d [128] podem ser utilizados na análise desta forma de instabilidade e na determinação da existência de amortecimento para as oscilações eletromecânicas, em uma frequência definida pela inércia equivalente da usina H , pelo despacho de geração e pelas reatâncias da máquina e do sistema de transmissão[129].

A frequência de oscilação eletromecânica é dada por:

$$f_{osc} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{T_s \omega_s}{2H}} \quad (2.21)$$

onde:

f_{osc}	-	frequência de oscilação em Hz
T_s	-	coeficiente de potência sincronizante em pu
H	-	inércia em s
ω_s	-	velocidade síncrona em rd/s

A possibilidade de operação em sincronismo está relacionada a existência de conjugado sincronizante positivo ($T_s > 0$), o que na prática se verifica até um determinado valor de transferência de potência. Este valor limite deve ser superior à potência nominal da usina de modo a permitir a plena utilização da potência disponível de forma estável quer em regime permanente quer durante transitórios. Para melhoria dos limites de estabilidade em regime permanente e transitório, o uso de compensação série, em um grau adequado, pode ser uma solução.

Um outro índice que caracteriza a estabilidade do modo eletromecânico está relacionado ao seu amortecimento. É fato conhecido que o amortecimento deste modo é inerentemente positivo na faixa de conjugados sincronizantes positivos e que sistemas de controle de tensão convencionais baseados em amplificadores rotativos não apresentam efeitos importantes sobre esta questão. Também é amplamente conhecido o efeito dos sistemas de excitação estáticos de ação rápida, utilizados nos modernos geradores síncronos de grande potência, no sentido de introduzir amortecimento negativo nas oscilações eletromecânicas.

Como um resultado deste efeito, oscilações de amplitudes crescentes podem se desenvolver espontaneamente, dependendo do despacho do gerador e das impedâncias do sistema de transmissão. Para compensar o

efeito negativo dos sistemas de excitação estáticos são introduzidos na malha de controle os chamados sinais adicionais estabilizadores ou estabilizadores de sistema de potência, de modo a permitir a plena utilização da potência disponível na usina mantendo amortecimento positivo. A expressão (2.22) relaciona a constante de amortecimento (α) com o coeficiente de conjugado de amortecimento (T_d).

$$\alpha = \frac{T_d}{4H} \quad (2.22)$$

onde:

- α - constante de amortecimento em s^{-1}
- T_d - coeficiente de conjugado de amortecimento em p.u.

Os conceitos de conjugados de sincronismo e de amortecimento podem ainda ser aplicados a sistemas multi-máquinas, considerando-se a representação individual de cada usina do sistema [1]. O significado destes coeficientes e suas relações com a frequência e o amortecimento de cada um dos vários modos eletromecânicos que aparecem na resposta dinâmica do sistema para pequenas perturbações constituem, neste caso, uma questão muito mais complexa.

2.7 - Interação Torsional.

Este tipo de instabilidade resulta da interação de um modo torsional particular de frequência f_{mi} com o modo elétrico subsíncrono f_j , sendo f_j aproximadamente igual ao complemento $f_s - f_{mi}$. A interação modal leva ao máximo acoplamento entre o modo elétrico e o modo torsional quando f_j é exatamente coincidente com o complemento $f_s - f_{mi}$ e resulta em um afastamento máximo entre os amortecimentos destes modos oscilatórios.

Dependendo do valor do fator de interação modal associado com a frequência mecânica de oscilação, ocorrerão intensas trocas de energia entre o sistema elétrico e o sistema mecânico que conduzirão ao aparecimento de oscilações torsionais na frequência f_{mi} e com amortecimento total negativo.

As análises quantitativas relacionadas à instabilidade torsional, a serem apresentadas no decorrer deste capítulo, baseiam-se na equação matricial:

$$\Delta T = [M]p^2\Delta\theta + [D]p\Delta\theta + [K]\Delta\theta \quad (2.23)$$

Onde:

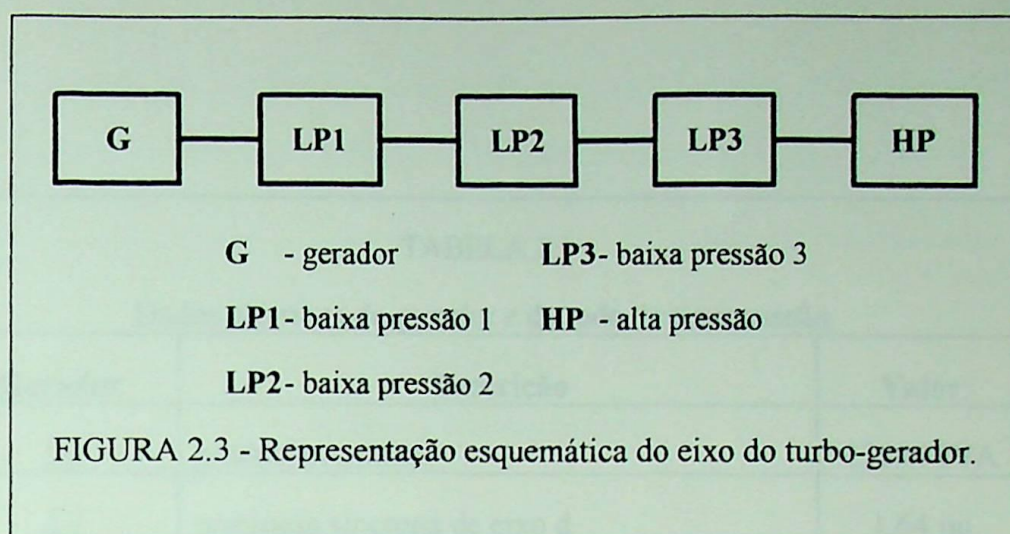
- $[M]$ - matriz de momentos cinéticos (diagonal)
- $[D]$ - matriz de constantes de amortecimento (tri-diagonal)
- $[K]$ - matriz de constantes torsionais (tri-diagonal)

A equação (2.23) define a dinâmica de oscilação torsional dos estágios de massa do eixo do conjunto gerador-turbina (térmica ou hidráulica)-excitatriz rotativa. O vetor de ângulos $\Delta \theta$ define a posição dos estágios durante as oscilações torsionais e ΔT é o vetor de conjugados aplicados a estes estágios. Em regime permanente, por exemplo, uma fração do conjugado mecânico total é aplicado ao eixo por cada um dos estágios de alta, média e baixa pressão da turbina térmica. O conjugado eletromagnético do gerador é considerado negativo.

As oscilações torsionais se caracterizam por apresentar baixo amortecimento de origem mecânica. A análise para avaliação dos efeitos torsionais a ser realizada no decorrer do trabalho baseia-se no cálculo dos autovalores da matriz $[A] = -[M]^{-1}[K]$ e que fornecem, com grande precisão, a frequência dos modos torsionais de oscilação.

2.8 - Análise da Ressonância Subsíncrona.

Neste item será apresentada uma avaliação quantitativa da ressonância subsíncrona utilizando-se os programas computacionais desenvolvidos. O sistema teste compõe-se de um gerador de pólos lisos ligado a um sistema de transmissão conforme o mostrado na Figura 2.1. A Figura 2.3 representa esquematicamente o eixo do turbo-gerador estudado.



Para o sistema teste será obtida a curva limite de estabilidade. Esta curva define, para cada valor de reatância capacitiva utilizada na compensação série, qual o valor mínimo de resistência total da rede de transmissão (R_{emin}) que tornaria estável a operação da máquina síncrona para pequenos desvios. Os valores de R_e obtidos podem ser excessivamente elevados em relação aos valores práticos usuais mas servem para dar uma indicação da severidade da instabilidade para um determinado grau de compensação série.

O efeito transitório pode ser associado essencialmente ao enrolamento de campo enquanto o efeito subtransitório vinculado aos enrolamentos amortecedores de eixos direto e de quadratura.

A metodologia empregada, descrita em detalhe no Capítulo 4 e Apêndice IV, se baseia no cálculo dos autovalores das equações linearizadas do gerador, do sistema de transmissão e inclui as características torsionais do eixo do gerador. No Capítulo 3 serão discutidos os efeitos e a efetividade do sistema de excitação sobre o fenômeno de ressonância subsíncrona e seu controle.

TABELA 2.1		
Dados elétricos do gerador e da rede de transmissão.		
Gerador	Descrição	Valor
S_b	potência nominal	1380 MVA
X_d	reatância síncrona de eixo d	1,64 pu
X'_d	reatância transitória de eixo d	0,344 pu
X''_d	reatância subtransitória de eixo d	0,278 pu
X_q	reatância síncrona de eixo q	1,61 pu
X''_q	reatância síncrona subtransitória de eixo q	0,279 pu
X_ℓ	reatância de dispersão	0,277 pu
T'_{do}	constante de tempo transitória de eixo d	6,4 s
T''_{do}	constante de tempo subtransitória de eixo d	0,043 s
T''_{qo}	constante de tempo subtransitória de eixo q	0,202 s
R_a	resistência da armadura	0,00151 pu
Rede		
R_e	resistência externa	0,05 pu
X_e	reatância externa	1,49 pu

Nesta análise o modelo será expandido de modo a considerar as dinâmicas relativas ao regulador automático de tensão e a sinais adicionais estabilizadores, mostrando seus efeitos e as possibilidades de controle do fenômeno de RSS por esta via.

Os dados para o sistema teste estão apresentados para rede e gerador elétrico na Tabela 2.1 e para o sistema mecânico do eixo na Tabela 2.2.

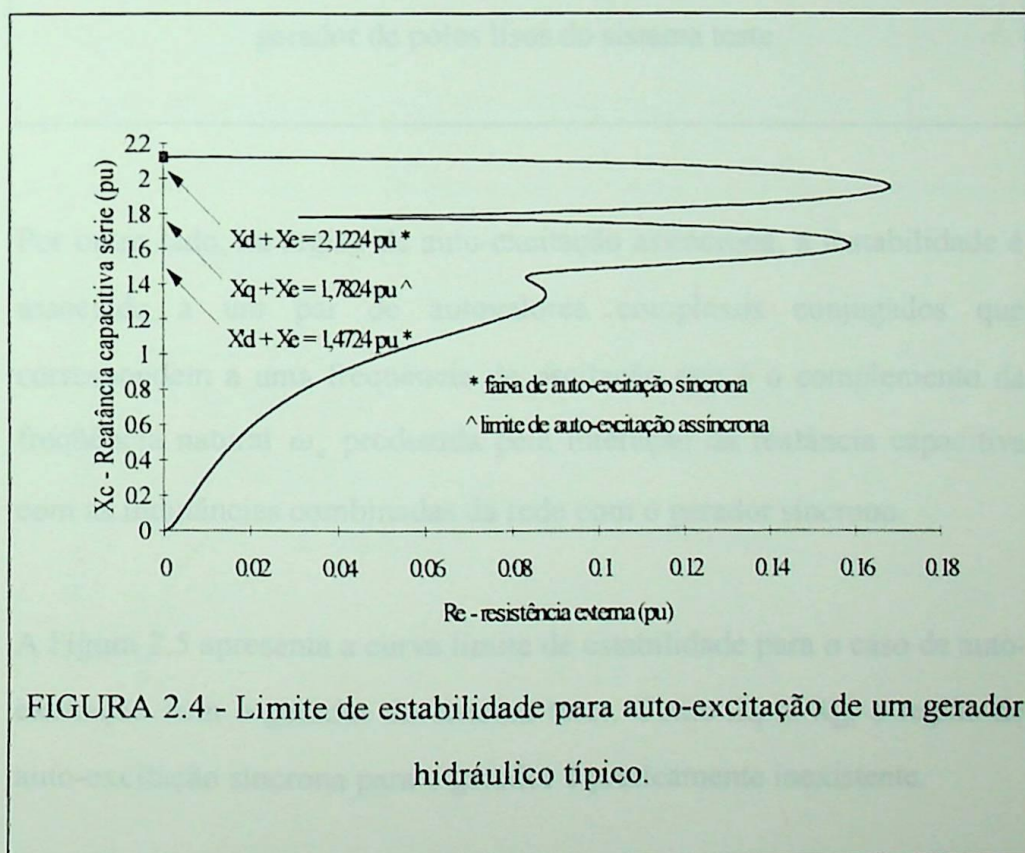
TABELA 2.2				
Dados torsionais do eixo				
Constantes de Inércia (s)				
H_G	H_{LP1}	H_{LP2}	H_{LP3}	H_{HP}
0,715	1,0	0,99	0,97	0,245
Constantes Torsionais (pu/rd)				
K_{G-LP1}	$K_{LP1-LP2}$	$K_{LP2-LP3}$	K_{LP3-HP}	
34,0	20,8	16,1	14,0	
Constantes de Amortecimento Próprio (pu)				
D_G	D_{LP1}	D_{LP2}	D_{LP3}	D_{HP}
0	0,25	0,25	0,25	0,25
Constantes de Amortecimento Mútuo (pu)				
D_{G-LP1}	$D_{LP1-LP2}$	$D_{LP2-LP3}$	D_{LP3-HP}	
1,2	0,6	0,6	0,6	

2.8.1 - Auto-excitação.

Para determinação da região instável de auto-excitação no plano $X_C \times R_e$, considera-se que o eixo do gerador é rígido e apresenta inércia infinita de modo a eliminar o efeito das variações de velocidade do rotor.

A Figura 2.4 apresenta uma curva de estabilidade típica para uma máquina de pólos salientes, onde se verifica a instabilidade por auto-excitação síncrona, dada por (2.13) e por auto-excitação assíncrona dada por $X_c < X_q + X_e$.

Na região de auto-excitação síncrona, a instabilidade está associada a um autovalor real (correspondente a uma instabilidade aperiódica) da matriz de estado do sistema gerador-rede de transmissão já que as equações do gerador são tratadas em coordenadas dqo, sendo portanto vinculadas ao rotor girando à velocidade síncrona.



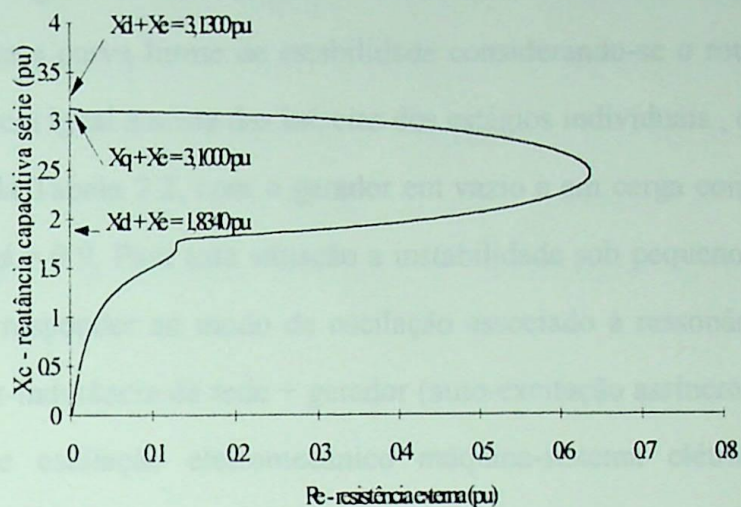


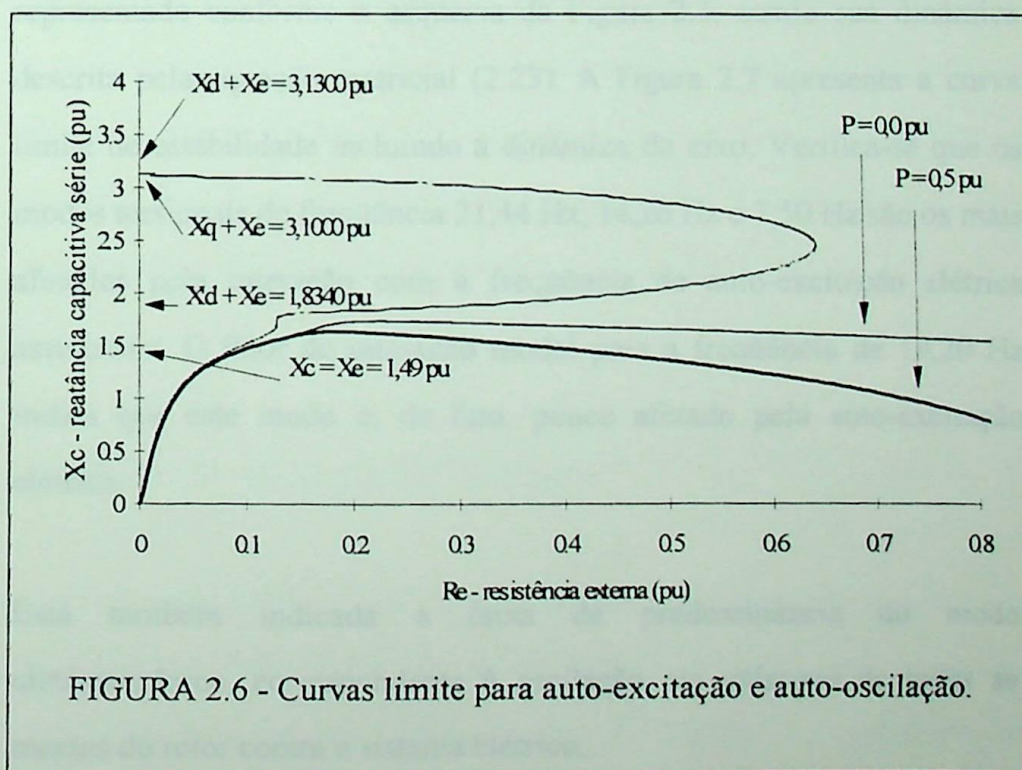
FIGURA 2.5 - Limite de estabilidade para auto-excitação do gerador de pólos lisos do sistema teste.

Por outro lado, na região de auto-excitação assíncrona, a instabilidade é associada a um par de autovalores complexos conjugados que correspondem a uma frequência de oscilação que é o complemento da frequência natural ω_n produzida pela interação da reatância capacitiva com as indutâncias combinadas da rede com o gerador síncrono.

A Figura 2.5 apresenta a curva limite de estabilidade para o caso de auto-excitação com o gerador do sistema teste. Como $X_q \cong X_d$, a região de auto-excitação síncrona para o gerador é praticamente inexistente.

2.8.2 - Auto-excitação e Auto-oscilação.

Inclui-se agora as variações de velocidade do rotor. A Figura 2.6 representa a curva limite de estabilidade considerando-se o rotor sólido com inércia igual à soma das inércias dos estágios individuais, conforme valores da Tabela 2.2, com o gerador em vazio e em carga com $P = 0,5$ pu e $\cos\phi = 0.9$. Para esta situação a instabilidade sob pequenos desvios pode corresponder ao modo de oscilação associado à ressonância série capacitor-indutância da rede + gerador (auto-excitação assíncrona) ou ao modo de oscilação eletromecânico máquina-sistema elétrico (auto-oscilação ou "hunting"). Até $X_c \cong X_e$, a curva limite de estabilidade é praticamente inalterada em relação a curva de auto-excitação mostrada na Figura 2.5. Deste ponto em diante os efeitos da variação de velocidade se tornam sensíveis e preponderam com aumento da resistência R_e .



É interessante notar que, enquanto a curva limite para auto-excitação independe da condição operativa, a curva limite de estabilidade incluindo os efeitos da variação de velocidade se altera (principalmente na faixa em que a auto-oscilação prepondera) quando a condição operativa é mudada. Esta conclusão está vinculada às hipóteses consideradas na definição dos modelos matemáticos do gerador e sistema elétrico.

2.8.3 - Interação Torsional.

Para a caracterização da interação torsional deve-se agora considerar a elasticidade do eixo do turbo-gerador. O eixo passa então a ser representado conforme o esquema da Figura 2.3, sendo sua dinâmica descrita pela equação matricial (2.23). A Figura 2.7 apresenta a curva limite de estabilidade incluindo a dinâmica do eixo. Verifica-se que os modos torsionais de frequência 21,44 Hz, 14,26 Hz e 7,50 Hz são os mais afetados pela interação com a frequência de auto-excitação elétrica assíncrona. O fator de interação modal para a frequência de 19,20 Hz indica que este modo é, de fato, pouco afetado pela auto-excitação elétrica.

Está também indicada a faixa de predominância do modo eletromecânico, correspondente à oscilação em uníssono de todas as massas do rotor contra o sistema elétrico.

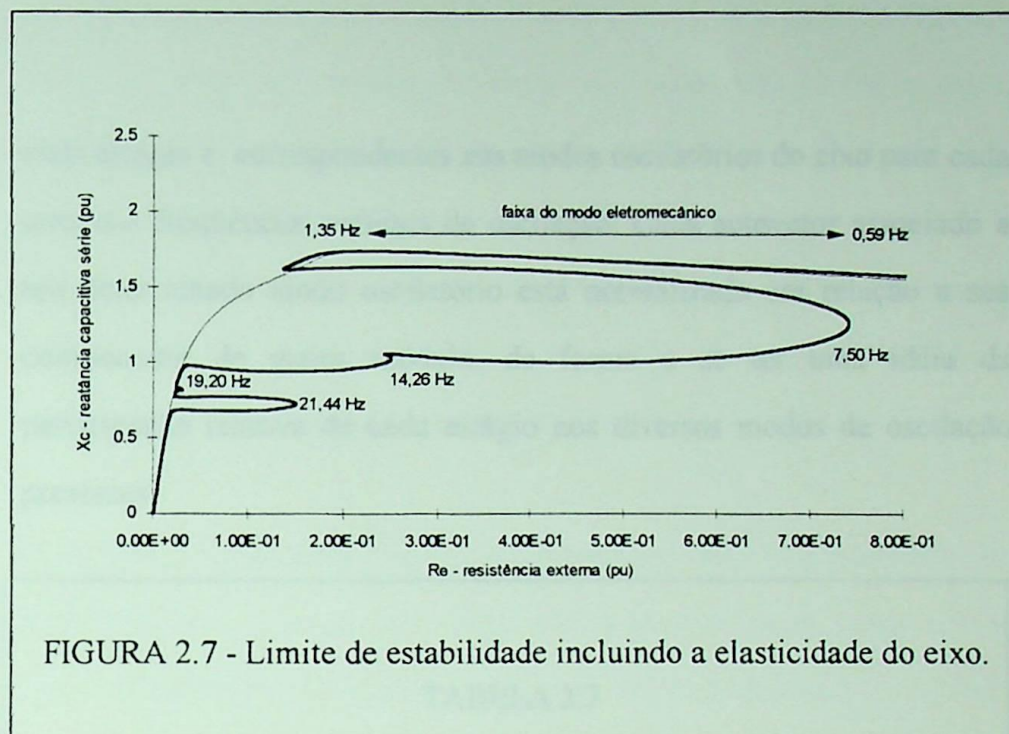


FIGURA 2.7 - Limite de estabilidade incluindo a elasticidade do eixo.

Vale observar que a consideração mais realista da elasticidade do eixo, frente a consideração de rotor sólido para a qual o limite de estabilidade está apresentado na Figura 2.7 em linha fina, implica em significativa redução da área de estabilidade indicando a importância desta modelagem para perfeita caracterização dos efeitos da RSS.

2.8.4 - Análise Modal do Eixo do Turbo-gerador.

Com os dados torsionais mostrados na Tabela 2.2 incluídos no programa de simulação desenvolvido, foram obtidas as formas de modo para o eixo do turbo gerador do sistema teste. A Tabela 2.3 apresenta as componentes dos autovetores relativos às variações de velocidade de

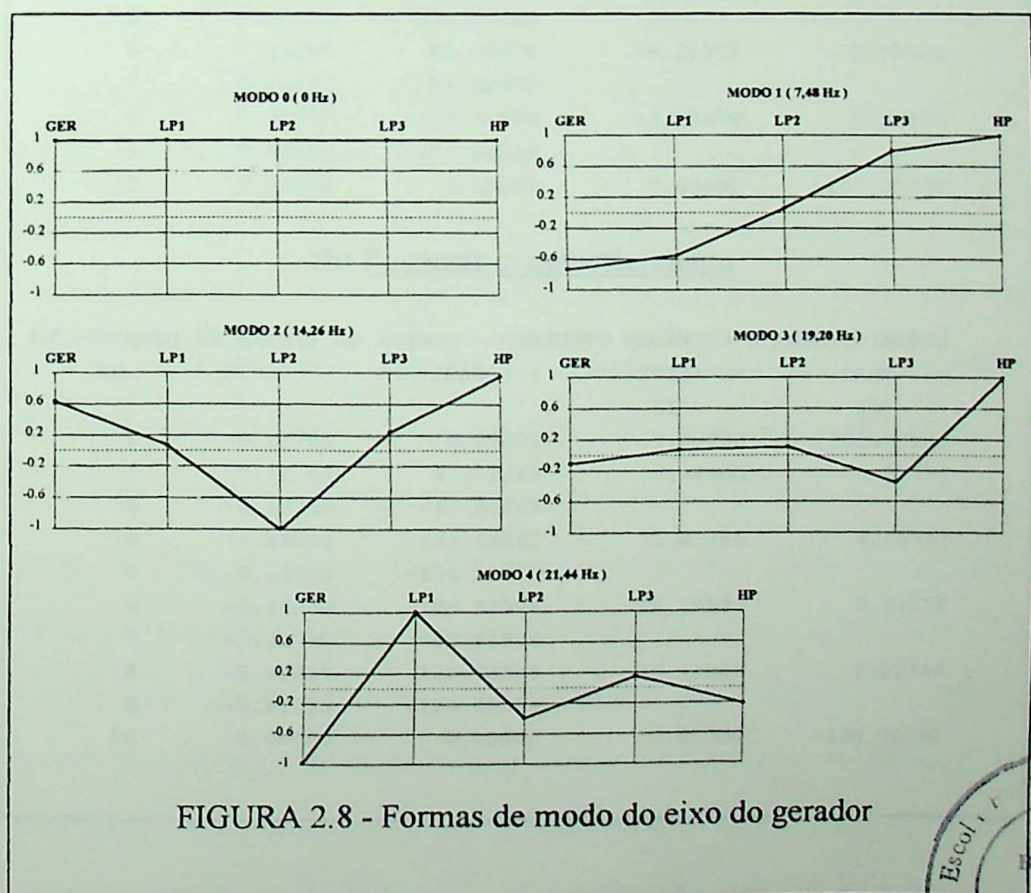
cada estágio e correspondentes aos modos oscilatórios do eixo para cada uma das frequências naturais de oscilação. Cada autovetor associado a um determinado modo oscilatório está normalizado em relação a sua componente de maior módulo, de forma a se ter uma idéia da participação relativa de cada estágio nos diversos modos de oscilação presentes.

TABELA 2.3					
Frequências Naturais de Oscilação e Formas dos Modos					
Estágio	0,00 Hz	7,48 Hz	14,26 Hz	19,20 Hz	21,44 Hz
GER	1,0000	-0,7286	0,6354	-0,1107	-0,9763
LP1	1,0000	-0,5489	0,06604	0,06902	1,0000
LP2	1,0000	0,05451	-1,0000	0,1066	-0,3974
LP3	1,0000	0,7947	0,2429	-0,3510	0,1494
HP	1,0000	1,0000	0,9551	1,0000	-0,2183

A Figura 2.8 apresenta graficamente cada uma das formas de modos oscilatórios ("mode shape"). Os resultados apresentados retratam a resposta livre do sistema de eixos, ou seja, considera-se que o eixo forma um sistema massa-mola isolado do sistema elétrico.

Em modo 0 (0,00 Hz), todas as massas deslocam-se igualmente em relação a uma referência fixa. Em modo 1 (7,48 Hz), pode-se observar dois conjuntos de massas coerentes oscilando um contra o outro (GER+LP1 X LP2+LP3+HP). No modo 2 (14,26 Hz), o estágio LP2 oscila contra os demais. No modo 3 (19,20 Hz) os estágios GER e LP3 oscilam contra os demais. Finalmente, no modo 4 (21,44 Hz), os estágios LP1 e LP3 oscilam contra GER, LP2 e HP. Neste caso, verifica-se oscilação de cada estágio contra o estágio adjacente.

A Tabela 2.4 apresenta em (a) os autovalores para a resposta livre do eixo, onde não se considera a existência de amortecimento próprio ou de amortecimento mútuo entre estágios e em (b) considerando a existência de amortecimento. A Tabela 2.5 apresenta a resposta combinada do sistema elétrico em conjunto com o sistema mecânico.



É interessante destacar alguns aspectos dos resultados apresentados nas Tabelas 2.4 e 2.5. A consideração dos amortecimentos mecânicos próprios e mútuos entre estágios praticamente não altera a frequência dos modos naturais de oscilação. Tal resultado indica que não se incorre em erro apreciável pela não consideração dos amortecimentos na previsão das frequências dos modos torsionais.

TABELA 2.4

(a) Resposta livre

AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO - CONJUNTO MECÂNICO S/AMORTECIMENTO

-NO.-	----REAL----	----IMAG----	----FREQ----	----DAMP----
			(HZ)	(%)
1	0.00000	0.00000	0.00000	-100.00000
2	0.00000	47.02398	7.48410	0.00000
3	0.00000	-47.02398		
4	0.00000	134.70146	21.43840	0.00000
5	0.00000	-134.70146		
6	0.00000	89.62078	14.26359	0.00000
7	0.00000	-89.62078		
8	0.00000	120.62948	19.19878	0.00000
9	0.00000	-120.62948		
10	0.00000	0.00000	0.00000	-100.00000

(b) Resposta c/ amortecimento

AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO - CONJUNTO MECÂNICO C/AMORTECIMENTO

-NO.-	----REAL----	----IMAG----	----FREQ----	----DAMP----
			(HZ)	(%)
1	-0.12755	0.00000	0.00000	100.00000
2	-0.17763	47.02369	7.48405	0.37774
3	-0.17763	-47.02369		
4	-0.85855	134.69862	21.43795	0.63737
5	-0.85855	-134.69862		
6	-0.44700	89.61976	14.26343	0.49876
7	-0.44700	-89.61976		
8	-0.99235	120.62508	19.19808	0.82264
9	-0.99235	-120.62508		
10	0.00000	0.00000	0.00000	-100.00000

TABELA 2.5

Resposta combinada sistema mecânico + sistema elétrico

AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO - REAPRESENTAÇÃO COMPLETA

-NO.-	----REAL----	----IMAG----	----FREQ---- (HZ)	----DAMP---- (%)
1	-1.61257	566.60833	90.17852	0.28460
2	-1.61257	-566.60833		
3	-0.05914	187.13870	29.78405	0.03160
4	-0.05914	-187.13870		
5	-0.87538	135.08003	21.49865	0.64803
6	-0.87538	-135.08003		
7	-0.99349	120.64822	19.20176	0.82343
8	-0.99349	-120.64822		
9	-0.45913	89.84741	14.29966	0.51101
10	-0.45913	-89.84741		
11	-0.23116	47.54784	7.56747	0.48616
12	-0.23116	-47.54784		
13	-27.27493	0.00000	0.00000	100.00000
14	-0.92342	4.56107	0.72592	19.84318
15	-0.92342	-4.56107		
16	-8.07181	0.00000	0.00000	100.00000
17	-0.27064	0.00000	0.00000	100.00000

Além disso, pela própria dificuldade de obtenção de dados precisos de amortecimento, sobre o que comentaremos adiante, pode-se adotar conservativamente a não representação dos amortecimentos sem risco de incorrer em erros graves com relação a predição do desempenho do sistema. Considerando, agora, os efeitos combinados do sistema mecânico e do sistema elétrico, observa-se pelos resultados da Tabela 2.5 que, para a condição operativa retratada e para o grau de compensação série adotado, verifica-se a existência de amortecimento positivo para todos os modos torcionais do eixo. Pode-se ainda observar na Tabela 2.5 o aparecimento de um modo de frequência 29,78 Hz, como visto do rotor, correspondente à interação entre a capacitância série e as indutâncias combinadas da rede e máquina elétrica - notar seu baixo amortecimento - e de um modo de frequência 0,73 Hz, originado do

acoplamento entre os sistemas mecânico e elétrico e que retrata o modo de oscilação em uníssono do conjunto mecânico contra o sistema elétrico, conhecido como modo eletromecânico de oscilação.

Para efeito de verificação dos efeitos da interação torsional, as Figuras 2.9 e 2.10 apresentam o amortecimento dos modos elétrico e mecânicos em função do grau de compensação série da rede, k_{cps} , dado por (2.24).

$$k_{cps} = \frac{X_C}{X_L} \quad (2.24)$$

Na Figura 2.9, k_{cps} é variado para um valor fixo de $R_e = 0,01$ p.u.. Nesta condição, observa-se a instabilização do modo elétrico, cuja frequência é função do grau de compensação, antes que se atinja um nível máximo de interação entre ele e o modo torsional de maior frequência (Modo 4 - 21,44 Hz). Ou seja, para $R_e = 0,01$ p.u., o sistema elétrico apresenta uma capacidade muito pequena de amortecer as oscilações elétricas resultantes do efeito de gerador de indução, fazendo com que estas oscilações tornem-se crescentes (não amortecidas) a partir de $k_{cps} = 0,3$. Nesta condição, na medida em que o modo elétrico aproxima-se de um modo torsional, observa-se um aumento do amortecimento do modo torsional e um decréscimo do amortecimento do modo elétrico.

Na Figura 2.10, o valor de $R_e = 0,0485$ p.u. é considerado. Nesta condição, o modo elétrico só passa a ter amortecimento negativo a partir de $k_{cps} = 0,8$. Tal fato mostra que, para o valor de R_e considerado, o sistema elétrico vê aumentada sua capacidade de prover amortecimento para as oscilações elétricas resultantes do efeito de gerador de indução. Para esta situação, a coincidência do modo elétrico com um modo

torsional mecânico tem um efeito sobre os amortecimentos oposto ao observado nas condições retratadas na Figura 2.9, ou seja, observa-se um aumento do amortecimento do modo elétrico e uma diminuição do amortecimento do modo torsional na faixa de interação.

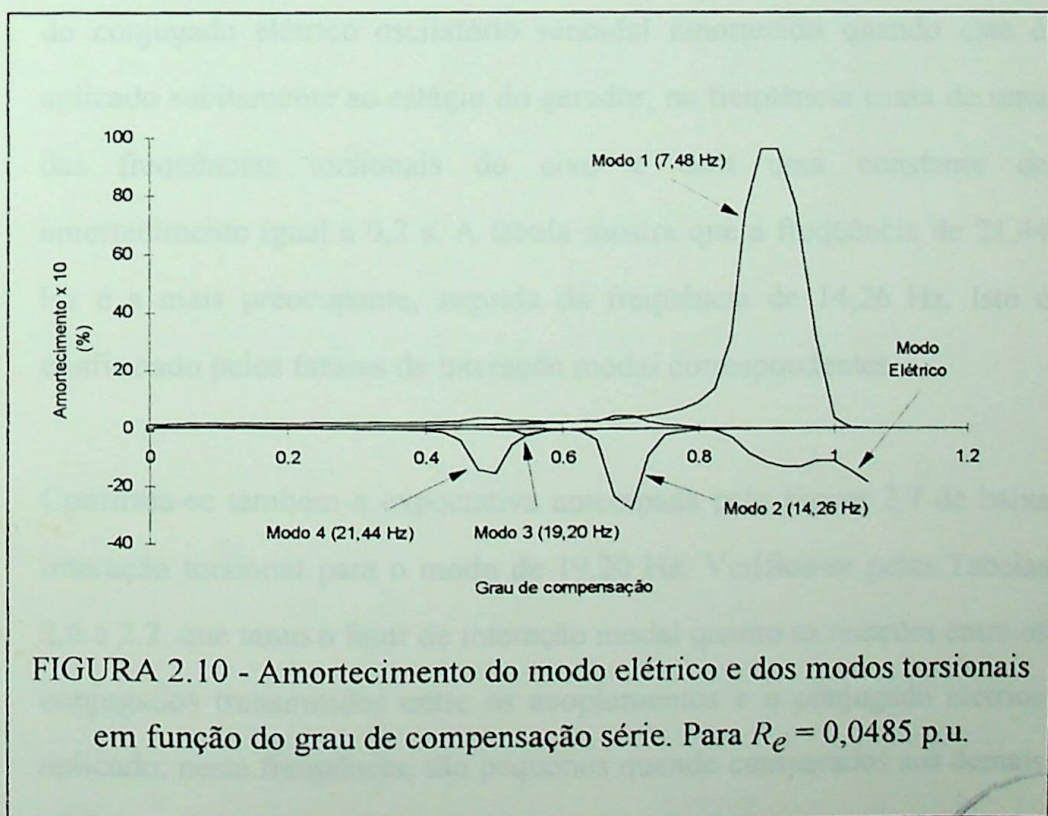
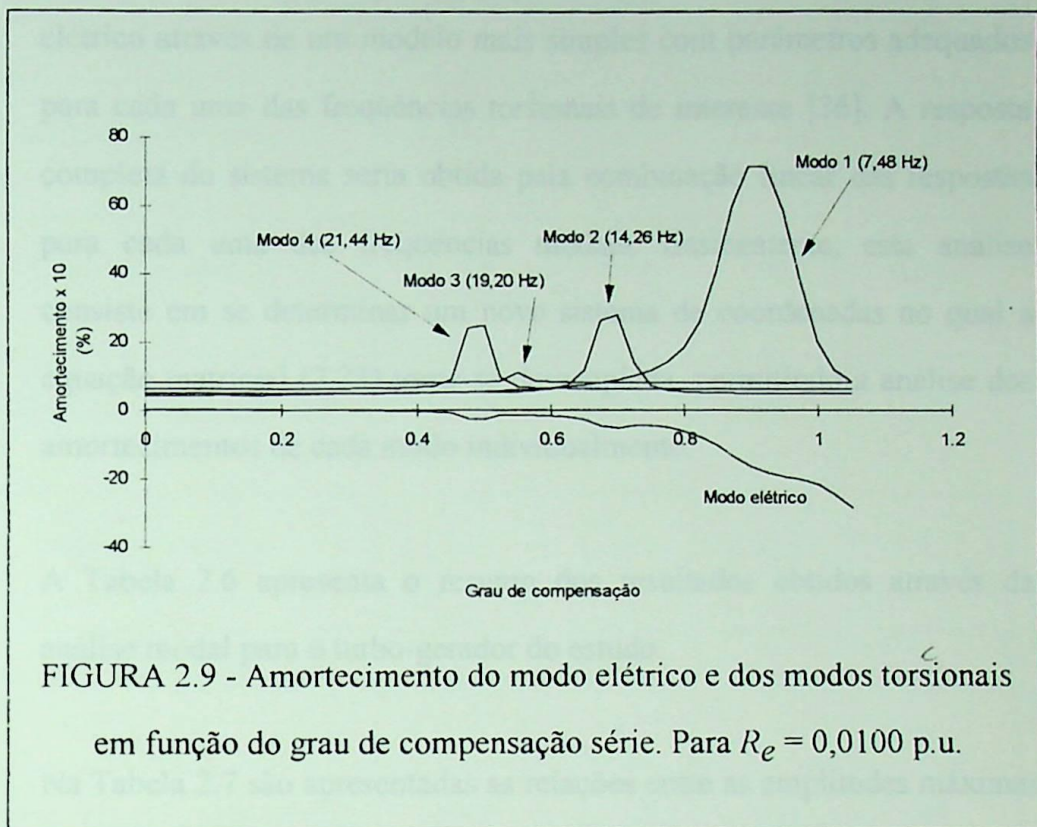
Notar que nas Figuras 2.9 e 2.10 os amortecimentos dos modos torsionais foram multiplicados por um fator igual a 10.

Em síntese, o efeito da interação torsional sobre os amortecimentos dos modos elétrico e torsional dependerá do amortecimento existente para o modo elétrico na faixa de interação.

Nas simulações realizadas, o eixo foi representado por cada um de seus estágios individuais em uma modelagem baseada na equação matricial (2.23) considerando os efeitos conjuntos da dinâmica do movimento de cada uma das massas componentes do eixo do gerador.

Tal modelagem exhibe um certo grau de complexidade para sua inclusão em um programa de simulação.

Muito embora esta dificuldade possa ser contornada, a natureza da resposta livre de sistemas mecânicos do tipo de um eixo de turbo-alternador, indica possibilidades de simplificação computacional tomando como base a construção de um modelo separado para cada modo torsional que represente apenas o deslocamento do rotor do gerador na frequência do modo torsional particular. Nesta modelagem, todo o sistema mecânico é representado por um único oscilador massa-mola, cuja inércia e rigidez torsional assumem valores equivalentes ao



que o sistema elétrico percebe para o sistema mecânico na frequência de cada modo particular. Sugere-se na literatura a representação do sistema elétrico através de um modelo mais simples com parâmetros adequados para cada uma das frequências torsionais de interesse [36]. A resposta completa do sistema seria obtida pela combinação linear das respostas para cada uma das frequências modais. Basicamente, esta análise consiste em se determinar um novo sistema de coordenadas no qual a equação matricial (2.23) torne-se desacoplada, permitindo a análise dos amortecimentos de cada modo individualmente.

A Tabela 2.6 apresenta o resumo dos resultados obtidos através da análise modal para o turbo-gerador do estudo.

Na Tabela 2.7 são apresentadas as relações entre as amplitudes máximas do conjugado transmitido ao acoplamento entre estágios e a amplitude do conjugado elétrico oscilatório senoidal amortecido quando este é aplicado subitamente ao estágio do gerador, na frequência exata de uma das frequências torsionais do eixo e com uma constante de amortecimento igual a 0,2 s. A tabela mostra que a frequência de 21,44 Hz é a mais preocupante, seguida da frequência de 14,26 Hz. Isto é confirmado pelos fatores de interação modal correspondentes.

Confirma-se também a expectativa antecipada pela Figura 2.7 de baixa interação torsional para o modo de 19,20 Hz. Verifica-se pelas Tabelas 2.6 e 2.7, que tanto o fator de interação modal quanto as relações entre os conjugados transmitidos entre os acoplamentos e o conjugado elétrico aplicado, nesta frequência, são pequenos quando comparados aos demais modos.

TABELA 2.6				
Resultados da análise modal				
Modos Torsionais (Hz)	7,484	14,26	19,20	21,44
Ctes. de Amort. α (1/s)	0,178	0,447	0,992	0,859
Ctes. de Amort. Relativo δ	0,004	0,005	0,008	0,006
Inércias Modais (s)	1,541	1,564	0,3893	1,871
Ctes. de Amort. Modal (1/s)	1,095	2,796	1,545	6,426
Constantes de Torção Modal (p.u. conjugado/rd)	18,08	66,63	30,05	180,1
Fatores de Interação Modal	0,3021	0,1035	0,00836	0,1145

TABELA 2.7				
Relação entre o conjugado transmitido e o conjugado elétrico aplicado				
Modo Acoplamento	7,484 Hz	14,26 Hz	19,20 Hz	21,44 Hz
GER-LP1	0,0768	0,1097	0,0180	0,3253
LP1-LP2	0,1577	0,1257	0,0023	-0,1407
LP2-LP3	0,1497	-0,1134	-0,0217	0,0426
LP3-HP	0,0361	-0,0565	0,0557	-0,0249

2.9 - O Fenômeno do Acoplamento entre Modos Torsionais.

A simplificação obtida através da análise modal, permitindo a construção de um modelo separado para cada modo torsional, representando apenas o deslocamento do estágio do gerador deve ser adotada com certos cuidados. Do ponto de vista de avaliações preliminares e prospectivas, esta condição é adequada, porém, em alguns casos, deve ser complementada por análises que tomem como base uma modelagem que considere os efeitos conjuntos de todos os modos oscilatórios importantes na faixa de frequência de RSS.

Em [96] é apresentada uma discussão a respeito do fenômeno de acoplamento de modos torsionais. Este fenômeno é uma característica do sistema como um todo, sendo que o grau de acoplamento entre modos torsionais depende da configuração e parâmetros do sistema de potência bem como dos tipos, parâmetros e sinais de realimentação dos dispositivos de controle do sistema e daqueles utilizados como contramedidas de proteção contra os efeitos perigosos da interação torsional.

Assim sendo, representações simplificadas do problema devem ser evitadas pois podem mascarar a existência do acoplamento entre modos, além de não permitirem a análise dos efeitos de componentes do sistema de potência que podem ter participação importante no fenômeno.

O fenômeno de acoplamento entre modos torsionais pode levar a maiores amplitudes de oscilação ou mesmo à instabilização de um determinado modo sob condições que, na inexistência de acoplamento, seriam estáveis. Do ponto de vista do controle deste fenômeno não existe a

possibilidade de sua eliminação, porém, através de estratégias adequadas de controle, é possível prover amortecimento adequado para mitigar as oscilações torcionais mesmo na presença de acoplamento entre modos torcionais.

O modelo apresentado neste trabalho, por considerar todas as dinâmicas relevantes na faixa de frequências de RSS, mostra-se adequado para as análises necessárias, mesmo quando da existência do fenômeno de acoplamento entre modos torcionais.

2.10 - Uma Breve Discussão sobre Amortecimento.

Existe uma dificuldade com relação a obtenção dos coeficientes de amortecimento para serem utilizados nos modelos de análise de RSS. A literatura apresenta alguns métodos analíticos que podem ser utilizados [131] e existe também a possibilidade de transposição de dados obtidos em testes de campo, embora esta transposição apresente alguma dificuldade.

As unidades turbo-geradoras estão sujeitas a conjugados de amortecimento originários de vários mecanismos. Alguns deles são apresentados abaixo.

- a) Amortecimento por ação do vapor ou da água sobre as palhetas das turbinas e ventilação dos rotores do gerador e excitatriz;
- b) Amortecimento devido a atrito nos mancais;

- c) Amortecimento por histerese no material dos eixos submetidos a conjugados cíclicos;
- d) Amortecimento elétrico via gerador;
- e) Amortecimento positivo, negativo ou nulo advindo das interações entre as dinâmicas do gerador e do sistema de transmissão.

Dos mecanismos listados acima, acredita-se que a fonte mais significativa de amortecimento seja a ação do vapor sobre as palhetas da turbina [36]. O amortecimento oriundo desta fonte é claramente função do ponto operativo e cresce com a potência despachada. Em condições de carga leve as perdas nos mancais e histerese tornam-se significativas.

É possível, através de uma análise simplificada, determinar-se a possibilidade de ocorrência de oscilações auto-sustentadas devido somente ao comportamento do gerador como uma máquina de indução. Esta análise consiste em levantar as características de reatância e resistência do sistema em função da frequência. Através da análise de um gráfico destas grandezas, os pontos de ressonância elétrica podem ser determinados. Estes pontos correspondem àqueles para os quais a reatância equivalente do sistema se anula. Se a resistência nestes pontos for negativa, uma oscilação auto-sustentada devido ao efeito de gerador de indução pode ocorrer. Estes gráficos são freqüentemente construídos excluindo-se a resistência e reatância do gerador em estudo. Na possibilidade de inclusão dos efeitos do gerador nos cálculos, poderá ser investigada a influência da presença de enrolamentos amortecedores. Adiante apresentaremos um resultado baseado nesta análise

contemplando a representação da máquina elétrica através de sua indutância operacional.

A análise simplificada para determinação da possibilidade de ocorrência de oscilações auto-sustentadas requer uma hipótese adicional, sendo esta a de que a frequência de oscilação mecânica será uma das frequências naturais torsionais do turbo-gerador.

A influência do sistema elétrico afetará levemente estas frequências (vide Tabelas 2.4 e 2.5), sendo este efeito menor do que eventuais mudanças causadas por imprecisões nos dados do sistema [22]. Portanto, esta hipótese não limita a aplicabilidade da análise. Com a frequência de oscilação mecânica determinada e as frequências de oscilação elétrica conhecidas, as correntes oscilatórias poderão ser calculadas. Estas correntes oscilatórias interagem com o fluxo de entreferro para produzir um conjugado oscilatório no valor da frequência mecânica. A magnitude e a fase do conjugado com relação à velocidade da oscilação que produziu as tensões de seqüência positiva determinará se oscilações auto-sustentadas serão esperadas. O amortecimento mecânico aparente produzido pela interação elétrica é a componente em fase do conjugado oscilatório dividido pela velocidade de oscilação. Para a componente subsíncrona este coeficiente de amortecimento é negativo com magnitude:

$$-D = \frac{f_e R}{2 f_m Z^2} \quad (2.25)$$

Em (2.25) R é a resistência líquida do circuito elétrico e Z sua impedância na frequência $f_e = f_n - f_m$. A componente de

amortecimento produzida pela componente supersíncrona tem a mesma forma porém com sinal oposto. Se a soma destas duas componentes com o amortecimento mecânico do turbo-gerador for menor do que zero, as oscilações auto-sustentadas ocorrerão.

Duas outras formas de expressar os resultados desta análise são freqüentemente úteis na determinação da magnitude da ação corretiva requerida quando se espera a ocorrência de oscilações auto-sustentadas. Uma destas formas é expressar a interação mecânica como uma resistência negativa no circuito do estator em lugar de uma fonte de tensão. Esta expressão é dada por:

$$-R = \frac{f_e}{2 f_m D_m} \quad (2.26)$$

Em (2.26) D_m é o amortecimento mecânico do turbo-gerador. Este valor de resistência efetiva, que pode exceder 2,0 p.u. na base do gerador para o primeiro modo torsional, é a resistência que deveria ser adicionada ao circuito do estator para evitar oscilações auto-sustentadas em sistemas nos quais a ressonância elétrica pudesse ocorrer (vide Figuras 2.4 a 2.7). A outra forma baseia-se numa expressão que relaciona a interação elétrica com um decremento logarítmico mecânico, dada por:

$$\text{Min LOG - DEC} = \frac{f_e R}{8 f_m^2 H_m Z^2} \quad (2.27)$$

Em (2.27) H_m é a inércia efetiva do gerador para a oscilação torsional (inércia modal). A representação do amortecimento via o decremento logarítmico é conveniente porque seu valor não é proporcional à freqüência da oscilação. Portanto não é esperado que o decremento

logarítmico apresente muita variação entre os modos mecânicos como se verifica para as constantes de tempo. Uma comparação entre o decremento logarítmico mínimo requerido para se evitar oscilações crescentes e o amortecimento modal do turbo-gerador é uma medida do amortecimento mecânico que poderia ser adicionado para se evitar a instabilidade.

Note que toda a discussão prévia gira em torno do cálculo de grandezas associadas à uma frequência particular de oscilação, ou seja, inércias e amortecimentos referem-se a seus equivalentes modais na frequência de interesse. Existem métodos de teste apresentados na literatura [107,132] que permitem a obtenção destas grandezas modais.

Consideremos agora a modelagem do sistema com base na sua representação de estado. Um fato conhecido diz respeito a pouca influência do amortecimento sobre o valor da frequência de oscilação, o que pode ser verificado pela Tabela 2.4. Em [107] encontramos a demonstração matemática deste fato em função das hipóteses adotadas na modelagem de um sistema físico de massas rotativas e eixo. Desta forma, se as frequências naturais amortecidas e não amortecidas são praticamente iguais, então o cálculo dos autovalores pode ser efetuado sem considerar a existência de qualquer amortecimento mecânico. As partes reais dos autovalores obtidos representarão então o amortecimento negativo devido à interação torsional. O efeito dos amortecimentos mecânicos pode então ser levado em consideração através da soma dos amortecimentos modais (previstos ou medidos) aos amortecimentos negativos obtidos pelo cálculo dos autovalores. Isto pode ser verificado somando-se às partes reais dos autovalores 2, 4, 6 e 8 da Tabela 2.4(a) os

correspondentes valores de α da Tabela 2.6 e obtendo-se as partes reais dos autovalores 2, 4, 6 e 8 da Tabela 2.4(b).

2.11 - Análise de RSS através de Técnicas de Varredura em Frequência.

A técnica de varredura em frequência tem sido amplamente utilizada para análises preliminares de problemas de RSS [25,102,104,107,114,120]. Sua melhor aplicação diz respeito ao estudo do fenômeno de gerador de indução podendo, entretanto, ser também aplicada para avaliação de possíveis problemas de interação torsional e conjugados transitórios.

O método baseia-se no cálculo da resistência e reatância equivalentes, como vistas do gerador, como uma função da frequência. A análise é limitada às impedâncias vistas de um determinado ponto do sistema e deve ser efetuada considerando diferentes configurações da rede, para cada um dos geradores de interesse. No caso da reatância se anular com a resistência atingindo valores negativos em uma determinada frequência serão esperadas oscilações sustentadas nesta frequência como um resultado do efeito de gerador de indução.

Problemas de interação torsional ou de conjugados transitórios poderão surgir se existir ressonância série na rede ou ocorrer um mínimo de reatância em uma frequência muito próxima de alguma frequência torsional do eixo de um gerador.



2.11.1 - Exemplo de Aplicação da Técnica de Varredura em Freqüência.

Como parte do suporte necessário para as análises realizadas no escopo desta dissertação, foi desenvolvido um programa computacional tendo como base a técnica de varredura em freqüência. Vamos apresentar uma aplicação da técnica considerando o gerador elétrico cujos dados estão descritos na Tabela 2.1. Suporemos, agora, que este gerador está ligado a rede mostrada na Figura 2.11, que corresponde a uma das configurações previstas para o sistema de transmissão responsável pelo escoamento da potência de Itaipu e avaliaremos a possibilidade de instabilização de algum modo natural subsíncrono em função do efeito de gerador de indução.

O efeito de gerador de indução relaciona-se com a possibilidade de resposta instável de algum modo natural da rede introduzido pela presença de compensação série. Estes modos naturais apresentam freqüências f_{ni} , $i = 1, 2, \dots, m$, que são, como vistos do sistema elétrico, de valor abaixo da freqüência síncrona do sistema f_s . Vistos do rotor (referência dq), estes modos naturais apresentam freqüências $(f_s - f_{ni})$. Aparecem também na resposta global do sistema modos supersíncronos de freqüências $(f_s + f_{ni})$, como vistos do rotor. O número de seções em que está dividida a compensação série é dado por m , que também define o número de modos subsíncronos da rede.

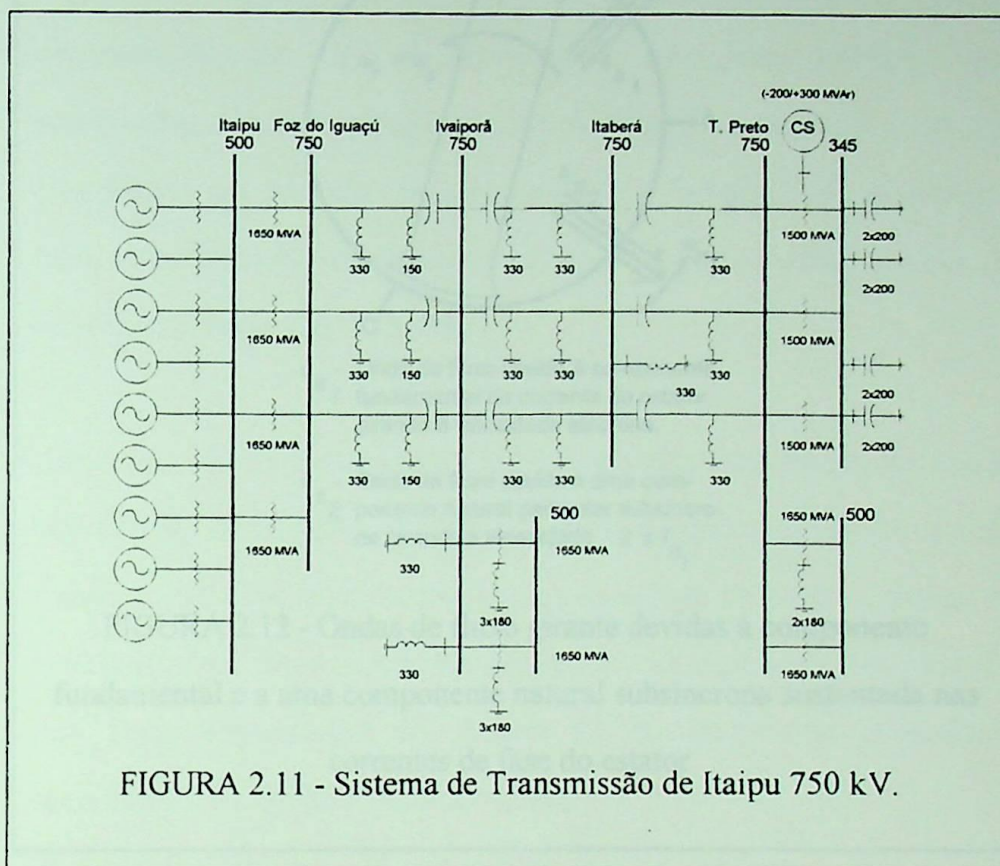
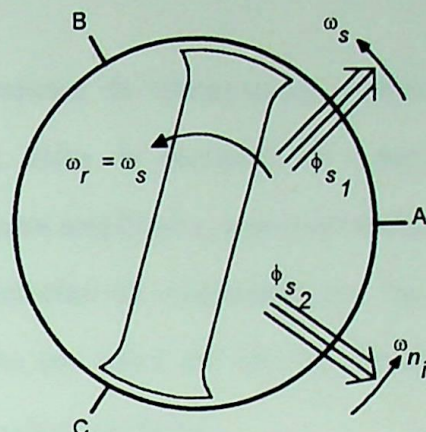


FIGURA 2.11 - Sistema de Transmissão de Itaipu 750 kV.

Consideremos uma componente natural subsíncrona de frequência f_{n_i} , sustentada nas correntes de fase da armadura da máquina. Esta componente produzirá um campo girante adicional a velocidade constante $\omega_{n_i} = 2 \cdot \pi \cdot f_{n_i}$ rd / s, como indicado na Figura 2.12. Para esta componente natural, o rotor apresenta escorregamento negativo e o enrolamento do estator pode apresentar uma resistência aparente total negativa, como vista de seus terminais, dependendo das resistências dos enrolamentos amortecedores, do valor de escorregamento e das resistências efetivas presentes na armadura e na rede elétrica.



ϕ_{s1} - Onda de fluxo devida à componente fundamental da corrente de estator girando à velocidade síncrona.

ϕ_{s2} - Onda de fluxo devida a uma componente natural particular subsíncrona girando à velocidade $2\pi f_{n_i}$.

FIGURA 2.12 - Ondas de fluxo girante devidas à componente fundamental e a uma componente natural subsíncrona sustentada nas correntes de fase do estator.

O efeito do comportamento sustentado desta componente é chamado de efeito de gerador de indução e a instabilidade correspondente está associada com a resistência negativa equivalente vista pelo estator. Portanto, paralelamente à conversão de energia mecânica em energia elétrica associada à interação entre o fluxo de entreferro, oriundo do enrolamento de campo e ϕ_{s1} , a interação entre o fluxo girante ϕ_{s2} e os enrolamentos do rotor (com escorregamento negativo em relação a ϕ_{s2}) produz o efeito de gerador de indução que corresponde à conversão de energia mecânica para energia de campo magnético e perdas, o que sustentará o crescimento instável e a manutenção das componentes naturais da corrente de estator.

O problema da presença de componentes subsíncronas na corrente de armadura provoca, além da produção de conjugados torsionais que podem atingir grandes amplitudes, a possibilidade de operação freqüente e imprópria das proteções de sobretensão por "by-pass" dos capacitores série, especialmente em casos em que se escolheu baixas tensões de centelhamento para os capacitores.

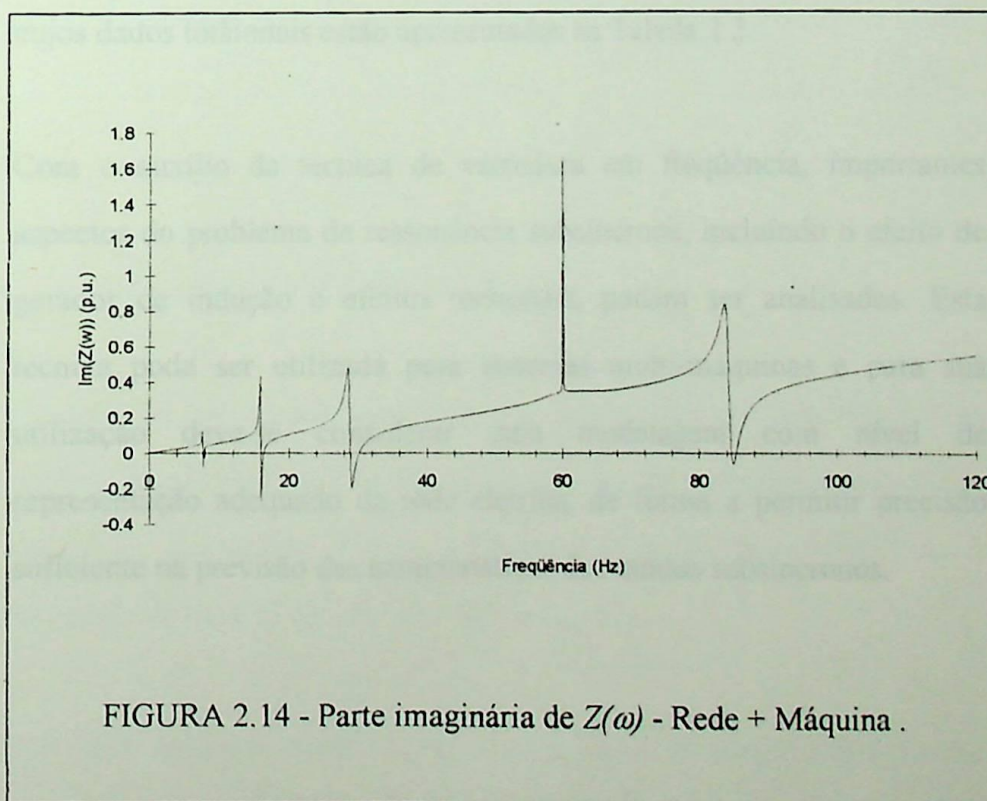
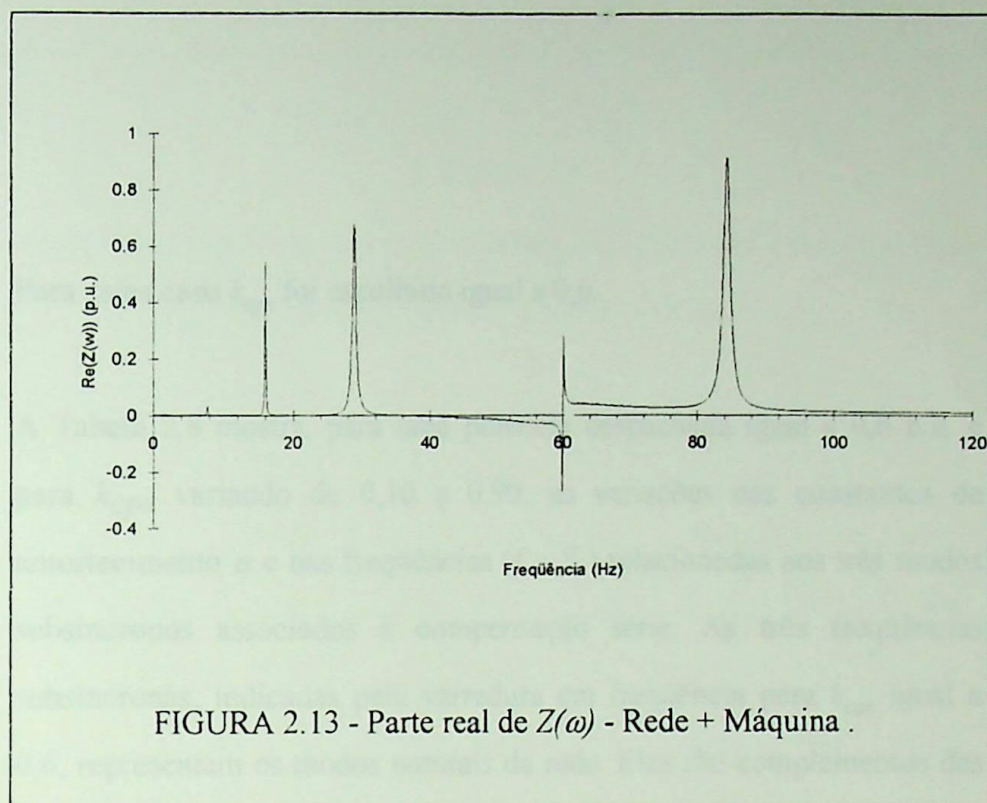
Uma avaliação da resistência e reatância aparentes totais pode ser obtida pelo cálculo da impedância da rede, como vista dos terminais da estação geradora, em uma faixa de freqüências escolhida de modo a incluir os modos subsíncronos e os correspondentes modos supersíncronos (0 a 120 Hz). Para representação do gerador foi escolhida uma impedância equivalente de armadura dada por (2.28).

$$\bar{Z}(s) = R_a + j\omega_e \cdot \bar{L}_d(s) \quad (2.28)$$

No caso do exemplo a saliência subtransitória foi desprezada, de modo que a igualdade (2.29) se aplica em praticamente toda a faixa de freqüências escolhida anteriormente.

$$\bar{L}_d(s) = \bar{L}_q(s) = L_d'' = L_q'' \quad (2.29)$$

Os resultados da varredura em freqüência estão apresentados nas Figuras 2.13 e 2.14, respectivamente para a parte real e para a parte imaginária da impedância total da máquina elétrica e rede.



Para estes caso k_{cps} foi escolhido igual a 0,6.

A Tabela 2.8 mostra, para uma potência despachada igual a 0,6 p.u. e para k_{cps} variando de 0,10 a 0,90, as variações nas constantes de amortecimento α e nas frequências $(f_s - f_{ni})$ relacionadas aos três modos subsíncronos associados à compensação série. As três frequências subsíncronas, indicadas pela varredura em frequência para k_{cps} igual a 0,6, representam os modos naturais da rede. Eles são complementos das frequências $(f_s - f_{ni})$ indicadas na Tabela 2.8 na linha correspondente a $X_C/X_L = 0,6$. A Tabela 2.8 mostra, também, os amortecimentos dos modos torsionais mecânicos α_m para o turbo-gerador do sistema teste, cujos dados torsionais estão apresentados na Tabela 2.2.

Com o auxílio da técnica de varredura em frequência, importantes aspectos do problema de ressonância subsíncrona, incluindo o efeito de gerador de indução e efeitos torsionais, podem ser analisados. Esta técnica pode ser utilizada para sistemas multi-máquinas e para sua utilização deve-se considerar uma modelagem com nível de representação adequado da rede elétrica, de forma a permitir precisão suficiente na previsão das características dos modos subsíncronos.

TABELA 2.8

Amortecimentos e frequências dos modos elétricos subsíncronos e dos modos torsionais em função do grau de compensação série.

X_c/X_L	α_1 (s ⁻¹)	f_1 (Hz)	α_2 (s ⁻¹)	f_2 (Hz)	α_3 (s ⁻¹)	f_3 (Hz)	α_{m1} (s ⁻¹)	α_{m2} (s ⁻¹)	α_{m3} (s ⁻¹)	α_{m4} (s ⁻¹)
0,10	-3,39	43,4	-0,609	52,6	-0,115	56,7	-0,220	-0,458	-0,993	-0,875
0,20	-5,83	36,8	-0,580	49,6	-0,111	55,3	-0,226	-0,459	-0,993	-0,876
0,30	-2,44	31,8	-0,555	47,3	-0,108	54,3	-0,232	-0,461	-0,994	-0,878
0,40	-1,92	27,8	-0,531	45,5	-0,105	53,4	-0,241	-0,463	-0,994	-0,881
0,50	-1,32	24,3	-0,509	43,8	-0,103	52,6	-0,254	-0,468	-0,995	-0,895
0,60	2,73	21,5	-0,489	42,4	-0,101	51,9	-0,276	-0,477	-0,998	-4,26
0,70	0,465	19,0	-0,470	41,0	-0,099	51,3	-0,321	-0,505	-1,340	-0,873
0,80	1,13	16,5	-0,457	39,8	-0,096	50,7	-0,424	-0,645	-0,996	-0,876
0,90	3,81	14,5	-0,460	38,7	-0,094	50,1	-0,657	-2,308	-0,995	-0,889

2.12 - Conjugados Transitórios e Fadiga Cíclica.

Como já foi dito anteriormente não faz parte do escopo deste trabalho uma análise aprofundada a respeito do fenômeno de conjugados transitórios. Julgamos, entretanto, oportuno comentar o problema em face de sua importância para a indústria de energia elétrica.

Em [67] define-se *fadiga* como um *processo de mudanças estruturais progressivas, permanentes e localizadas que ocorre em material sujeito*

a condições que produzam esforços e tensões flutuantes em algum ponto ou pontos e que pode culminar com a rachadura ou fratura completa após um número suficiente de flutuações.

Em [132] encontra-se uma descrição geral do processo de fadiga cíclica de eixos quando submetidos a conjugados oscilatórios com a identificação das situações mais danosas para os conjuntos turbo-geradores.

O problema de conjugados transitórios e fadiga cíclica, embora não seja unicamente associado a presença de compensação série no sistema elétrico, encontrou maior atenção a partir dos anos 70 quando os estudos realizados após o evento de quebra de eixo em Mohave, mostraram que operações de chaveamento no sistema podem contribuir para a ocorrência de falhas por fadiga cíclica.

Um estudo realizado para o Projeto Navajo [10], mostrou que, na presença da compensação série, a amplitude inicial do conjugado oscilatório originado por um chaveamento poderia atingir valores tão altos como 2,5 vezes o conjugado nominal do gerador antes do "by-pass" do capacitor. O projeto tradicional de unidades geradoras contempla conjugados na forma de degrau e conjugados oscilatórios à frequência do sistema e a duas vezes a frequência do sistema. O estudo citado demonstrou que estas frequências produziam conjugados relativamente baixos nos eixos, enquanto que a amplificação nas frequências de ressonância subsíncrona produzia conjugados de muito maior amplitude.

O fenômeno de fadiga cíclica não encontrou ainda uma explicação completa. Existem tentativas de descrição do processo, com base nas

quais são desenvolvidos alguns procedimentos de previsão dos efeitos dos esforços cíclicos sobre os eixos dos geradores. Muitos autores [132] consideram que o processo envolve três etapas distintas, quais sejam:

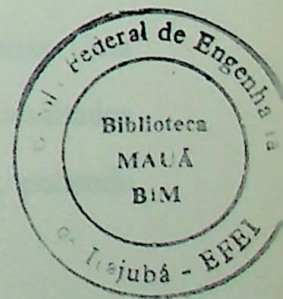
- a) aparecimento de trincas microscópicas
- b) crescimento destas trincas para um nível macroscópico
- c) colapso do material

É interessante notar que os eixos de unidades geradoras são capazes de suportar estaticamente torções de amplitudes elevadas sem apresentar fraturas. No entanto, na presença de esforços cíclicos, mesmo de baixa amplitude, possivelmente o eixo será danificado após um número suficiente de ciclos, sendo este número um parâmetro basicamente estatístico.

Em [13] encontra-se uma descrição da aplicação de um modelo de estado, similar ao utilizado nesta dissertação, para representar a ação das correntes subsíncronas de armadura sobre as vibrações torsionais do eixo de um turbo-gerador apresentando um algoritmo para o cálculo dos ganhos de conjugado entre estágios em função da frequência. O programa construído para a dissertação pode ser facilmente adaptado para implementação deste algoritmo.

2.13 - Conclusões

Neste Capítulo foram apresentadas e discutidas as modalidades de instabilidade sob pequenos desvios de um gerador conectado a um sistema de transmissão radial compensado por capacitores série. O



fenômeno de Ressonância Subsíncrona (RSS) foi caracterizado com base na avaliação da excursão dos modos oscilatórios relevantes para determinação do comportamento dinâmico de um sistema compensado por capacitor série.

Foi apresentada uma análise quantitativa com base nos programas computacionais desenvolvidos para a dissertação. Tais análises englobaram a determinação do limite de estabilidade no plano $R_e \times X_c$, caracterizando cada um dos fenômenos associados a RSS na medida em que seus efeitos foram considerados na modelagem.

Foi também apresentada a análise modal do eixo do gerador, caracterizando-se as grandezas modais e comentadas as limitações inerentes à esta análise. No âmbito desta discussão foram apontados alguns aspectos relativos ao comportamento dos amortecimentos do modo elétrico subsíncrono e dos modos torsionais quando da ocorrência do fenômeno de interação torsional. Ficou demonstrado, pelo cálculo destes amortecimentos em função do grau de compensação série da rede, que o efeito da interação torsional sobre os amortecimentos dependerá do amortecimento existente para o modo elétrico na faixa de interação.

A técnica de varredura em frequência, pela sua simplicidade, mostra-se adequada para avaliações preliminares de RSS em grandes sistemas. Uma análise com base nesta técnica foi apresentada e seus resultados confrontados com os resultados do programa de autovalores, podendo ambas as abordagens ser utilizadas de forma complementar.

A análise do fenômeno de ressonância subsíncrona inclui aspectos relacionados com os efeitos de gerador de indução e de interação

torsional, incluindo a avaliação de conjugados transitórios durante distúrbios como faltas e chaveamentos na rede e também a determinação da perda de vida do eixo do gerador por fadiga cíclica resultante dos efeitos danosos da interação torsional. Os efeitos de gerador de indução e de interação torsional foram discutidos em detalhe para o caso de um turbo-gerador, já que para este tipo de máquina existe a possibilidade de ocorrência de amortecimento negativo de grande amplitude para as oscilações torsionais. Para as máquinas hidráulicas, pela suas características físicas, não são esperados problemas decorrentes de interação torsional [120].

Existem várias medidas que podem ser utilizadas no sentido de evitar ou diminuir os efeitos danosos decorrentes da interação torsional. No Capítulo 3, algumas destas medidas serão discutidas e será dada atenção particular para o controle das oscilações subsíncronas através do sistema de excitação da máquina síncrona.

CAPÍTULO 3

EFEITOS DO SISTEMA DE EXCITAÇÃO SOBRE A RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA E SEU CONTROLE

3.1- Introdução.

A compensação série dos sistemas de transmissão em alta tensão consagrou-se como uma das alternativas mais interessantes para solução dos problemas técnicos e econômicos associados à este tipo de transmissão. Questões técnicas e econômicas foram levantadas em datas já tão remotas quanto 1937 [1], iniciando um amplo debate a respeito da aplicação dos capacitores série aos sistemas de potência [2,3,4,5,6,17,18]. No estágio de desenvolvimento dos sistemas de então e levando em conta as características eletromecânicas prevalentes, a absorção desta tecnologia deu-se de forma suave na medida que os problemas antecipados eram satisfatoriamente contornados nas aplicações finais.

O problema da ressonância subsíncrona revelou-se de modo drástico em dois eventos ocorridos em Mohave, Estados Unidos [14,116]. Estes eventos e suas conseqüências lançaram sérias dúvidas sobre o futuro da expansão das redes elétricas dos sistemas da costa oeste americana, de base predominantemente térmica, cujo planejamento calcava-se fortemente na aplicação de capacitores série para viabilização dos projetos de geração/transmissão.

Deu-se início à discussão deste novo aspecto negativo da compensação série com importantes esforços técnicos voltados para o entendimento, análise e solução desta questão. O tema tornou-se importante na medida da utilização existente e planejada de compensação série e também em função dos aspectos econômicos associados às aplicações desta tecnologia e de suas concorrentes, tendo como pano de fundo de importância crescente os aspectos ambientais envolvidos com a expansão dos sistemas elétricos.

Ao longo da década de 1970 muitas medidas corretivas e preventivas foram propostas e adotadas para os sistemas dotados de compensação série. Paralelamente, na medida em que se estudava o fenômeno e tomava-se conhecimento mais preciso de todos os seus aspectos, outras linhas de pesquisa apareceram e foram estimuladas a apresentar soluções para outros fenômenos eletromecânicos correlatos e abrangidos pela questão mais geral das oscilações subsíncronas, envolvendo não só compensação série como também outros dispositivos e controles do sistema de potência capazes de gerar interações com os conjuntos turbo-geradores nas faixas de frequências subsíncronas, conforme discutido no Capítulo 1.

Apesar de seus efeitos perigosos, a compensação série aparece ainda como a forma mais econômica de compensação das linhas de transmissão [53, 85] e, na medida em que a análise de ressonância subsíncrona reveste-se de um grande grau de complexidade e que os riscos para a operação dos sistema elétrico e integridade de seus equipamentos podem ser grandes se este aspecto da questão não for contemplado, a análise técnica e a análise econômica de todas as alternativas para evitar ou resolver este problema devem passar a fazer parte integral dos procedimentos adotados para os estudos de compensação série [29,81].

Neste capítulo, serão apresentadas as soluções divulgadas na literatura produzida até o momento para mitigação ou eliminação dos efeitos nocivos decorrentes da RSS. Será dada maior atenção ao efeito do sistema de excitação sobre o fenômeno e às possibilidades de controle da RSS através da malha de excitação com análise baseada no cálculo dos autovalores do sistema, agora tendo representada a malha de excitação - regulador automático de tensão e sinais adicionais estabilizadores.

3.2- Controle das Oscilações Subsíncronas.

O primeiro conjunto completo de estudos de problemas associados à ressonância subsíncrona está reportado em [15]. Estes estudos foram levados a termo nos Estados Unidos durante o Projeto Navajo e descrevem as técnicas utilizadas, os problemas potenciais descobertos e as soluções adotadas e propostas para o projeto. Foram abordados os três

diferentes aspectos associados ao problema de RSS: efeito de gerador de indução, interação torsional e torques transitórios. Destes estudos resultaram propostas e implementações de medidas de controle para os aspectos citados compondo o conjunto de medidas e ações preventivas e corretivas que passaram a fazer parte integrante do sistema de geração/transmissão associado ao projeto. As técnicas de análise adotadas foram varredura em frequência, para avaliação do *efeito de gerador de indução* e indicação do potencial de *problemas de interação torsional*, cálculo de autovalores e um programa para avaliação de auto-excitação com base em técnica proposta por Kilgore et al [37] para estudo de *interação torsional*. Dois programas de simulação no tempo para avaliação de *torques transitórios* foram também desenvolvidos. O conjunto de propostas apresentadas resultaram em dois conjuntos de medidas/equipamentos, um associado com a mitigação e eliminação direta dos problemas de RSS e outro de retaguarda e monitorização do sistema. No primeiro conjunto incluíram-se especificação de enrolamentos amortecedores nas faces dos pólos do gerador, esquema de duplo gap para o capacitor, um filtro estático de bloqueio de 4 estágios e um *controle suplementar de amortecimento na excitação do gerador*. O segundo conjunto foi composto por um relê de corrente de armadura para RSS (relê TEX), um relê estático de frequência do gerador (SMF) e um monitor de RSS.

A quantidade de soluções adotadas revela a complexidade do problema e seus riscos potenciais indicando que, para fazer face à RSS, existe a necessidade da adoção de um elenco de medidas complementares atuando em conjunto. Apesar disso, o estudo realizado para o Projeto Navajo concluiu que os custos de eliminação da compensação série pela adição de novos circuitos de transmissão seriam muito maiores do que o custo combinado das instalações de capacitores e equipamentos especiais para controle de RSS.

Tal conclusão, se não pode ser generalizada, reproduz-se em muitas outras aplicações, como demonstra a evolução dos sistemas até os dias de hoje (vide Capítulo 1, Tabela 1.1), e justifica amplamente a investigação de técnicas de análise e de medidas de mitigação da RSS.

Muitas são as propostas encontradas na literatura para controle ou eliminação das restrições associadas à compensação série. Não será objetivo deste capítulo descrevê-las todas em seus detalhes. Serão apresentados os aspectos gerais destas medidas e sua aplicação na solução de cada um dos problemas decorrentes da RSS.

Cada uma destas soluções, suas características e objetivos, será apresentada em linhas gerais a seguir em conjunto com outras medidas posteriormente propostas na literatura.

3.2.1- Medidas Clássicas de Controle de RSS.

Uma descrição condensada das medidas de controle de RSS pode ser encontrada em [29], podendo-se dizer que aí estão descritas todas as medidas clássicas adotadas. Estas medidas são agrupadas, por suas características, conforme a seguir:

- a) Filtragem e amortecimento.
- b) Releamento e dispositivos de proteção, chaveamentos no sistema e corte de máquina.
- c) Modificações nos geradores e no sistema.

A Tabela 3.1 apresenta resumo e comentários sobre as medidas apresentadas em [29].

Esta tabela resume o esforço realizado pelo "IEEE Subsynchronous Resonance Working Group of the System Dynamic Performance Subcommittee, Power System Engineering Committee" e espelha o estado da arte no início da década de 80.

Complementarmente, cabe ressaltar a referência contida nas discussões de [29] à utilização do sistema de excitação, através da realimentação de sinais elétricos convenientes, no amortecimento das oscilações elétricas oriundas de auto-excitação resultante de ressonância no circuito de transmissão (efeito de gerador de indução). Nos comentários à esta questão, indica-se que a utilização do sistema de excitação para este fim

deve ser feita de forma cuidadosa de modo a se evitar o agravamento ou provocar o surgimento de problemas de interação torsional. Este efeito estará contemplado nas análises a serem apresentadas no decorrer do capítulo.

TABELA 3.1				
MEDIDAS PARA CONTROLE DE RSS				
TIPO	APLICAÇÃO			OBS.
	EFEITO DE GERADOR DE INDUÇÃO	INTERAÇÃO TORSIONAL	TORQUES TRANSITÓRIOS	
Filtro Estático de Bloqueio		•	•	(1)
Filtro de Linha		•	•	(2)
Filtro de Amort. por Bypass	•	•		(3)
Filtro Dinâmico		•		(4)
Estabilizador Dinâmico		•		(5)
Sinal Adicional via Excitação	•	•		(6)
Relê de Movimento Torsional (SMF)		•		(7)
Relê de Corrente de Armadura (TEX)	•	•		(8)
Chaveamentos	•	•		(9)
Corte de Máquina	•	•	•	(10)
Modificações em Turbinas e Geradores		•		(11)
Reatância em Série c/ o Gerador	•	•	•	(12)
Amortecedores nas Faces dos Pólos	•			(13)

Observações:

- (1) Montado em série com o transformador elevador no lado do neutro do enrolamento de alta tensão ou no lado de alta tensão do enrolamento. Atua contribuindo para aumentar positivamente a resistência nas frequências complementares às frequências naturais torsionais e introduz ressonância paralela nestas frequências com o efeito de isolar a máquina do sistema nas frequências subsíncronas críticas.

Apresenta baixa sensibilidade a alterações de configuração do sistema.

O valor efetivo de amortecimento é reduzido em função de mudanças na frequência do sistema devido a distúrbios e a variações de temperatura que podem afetar o valor da capacitância do filtro.

Requer espaço considerável para sua instalação e aumento do nível básico de isolamento do transformador elevador.

- (2) Montado em paralelo com o capacitor série, atua como um filtro de bloqueio para o fluxo de correntes subsíncronas a uma dada frequência.

Mais conveniente para bloqueio de baixas frequências em função da necessidade do aumento significativo da potência nominal do banco de capacitores com o aumento da frequência.

Sensível a alterações de configuração.

- (3) Consiste de um resistor de amortecimento em série com uma combinação em paralelo de um reator e um capacitor, sendo montado em derivação através dos capacitores série em cada fase. Atua como um caminho indutivo/resistivo para o fluxo de correntes subsíncronas eventualmente presentes na rede.

Efetivo no controle do efeito de gerador de indução na faixa de frequências até aproximadamente 90% da frequência síncrona. Em

casos que envolvam um único circuito de transmissão e apenas um modo torsional, pode ser utilizado em conjunto com um filtro de linha para prover, adicionalmente, controle para o efeito de interação torsional.

Perde progressivamente eficiência na medida em que as frequências aproximam-se da frequência síncrona.

Para altos níveis de tensão o custo do filtro pode tornar-se excessivo.

- (4) Consiste de um dispositivo ativo colocado em série com o gerador de modo a anular as tensões subsíncronas geradas pelas oscilações do rotor, evitando deste modo a auto-excitação devida à interação entre os sistemas elétrico e mecânico.

Efetivo na prevenção da auto-excitação devido a interação torsional.

Não é sensível à operação do sistema fora da frequência nominal e praticamente não é afetado por mudanças de configuração ou do número de capacitores série em serviço.

Pode ser projetado para prover amortecimento para grandes oscilações resultantes de distúrbios transitórios, sem entretanto proteger o eixo dos efeitos destas oscilações e a um custo muito elevado.

Requer um sistema de controle complexo e uma grande fonte de potência isolada.

- (5) Consiste de um reator controlado a tiristor conectado à barra de baixa tensão da unidade geradora.

Atua provendo corrente suficiente na armadura do gerador nas frequências subsíncronas críticas, de modo a cancelar a corrente proveniente da interação com o sistema de transmissão.

Apresenta como vantagens:



Conexão em derivação eliminando o requisito de dimensionamento para a corrente de carga do gerador.

Provê amortecimento para as oscilações torsionais iniciadas por qualquer motivo, permitindo fácil verificação da adequação da sua operação.

Não é sensível a alterações na frequência síncrona do sistema ou a variações de temperatura ambiente.

Provê proteção para todos os modos torsionais dentro da faixa de passagem do circuito de controle.

Requer pouca manutenção.

Apresenta como desvantagens:

Não provê proteção contra o efeito de gerador de indução e torques transitórios.

Sua conexão diretamente na barra do gerador requer cuidado para se minimizar faltas nesta região.

Pode introduzir correntes harmônicas.

- (6) Atua modulando a saída do sistema de excitação em resposta a presença de correntes subsíncronas na armadura e a oscilações torsionais do gerador. Com ajustes de ganho e de fase adequados é possível mitigar os efeitos das correntes subsíncronas e aumentar o amortecimento efetivo das oscilações torsionais. Para controle das correntes subsíncronas utiliza-se como sinal de realimentação uma variável elétrica, normalmente potência ativa e reativa terminal ou corrente de armadura. Para controle das oscilações torsionais o sinal de realimentação é derivado de desvios de velocidade do rotor.

A realimentação de sinais elétricos para amortecimento dos modos subsíncronos da armadura, embora possa prover amortecimento suficiente para estes modos, apresenta um inconveniente que é o do

- (9) aumento da possibilidade de excitação de interação torsional em função das características do controle adotado.

Os sinais derivados de desvios de velocidade do rotor reduzem efetivamente a auto-excitação oriunda de interação torsional nas condições para as quais os níveis de oscilação são relativamente baixos. Requer um sistema de excitação de resposta rápida e sua efetividade dependerá da posição relativa da massa da excitatriz (caso de excitatriz rotativa montada no mesmo eixo do conjunto turbo-gerador) no sistema de massas rotativas, da capacidade da excitatriz de induzir tensões subsíncronas nos circuitos da armadura e da potência nominal da excitatriz. Não atua suficientemente rápido para prevenir danos oriundos de distúrbios transitórios e não provê amortecimento significativo para grandes oscilações.

- (7) Monitora um sinal proporcional à velocidade do rotor, detectando esforços excessivos no eixo do turbo-gerador e o desconecta da rede.

Protege contra interação torsional sendo geralmente lento para proteger contra transitórios de RSS.

Não provê proteção confiável contra o efeito de gerador de indução.

- (8) Monitora a corrente de armadura sendo sensível a frequências entre 15 Hz e 45 Hz.

Protege contra o efeito de gerador de indução e interação torsional desconectando o gerador no caso de oscilações subsíncronas sustentadas.

É de implementação simples.

Requer longos retardos para evitar atuações desnecessárias.

Não protege contra torques transitórios.

Instabilidade torsional oriunda de interação com o sistema de excitação do gerador não é detectada.

- (9) Pode ser classificado como um esquema de controle de emergência (ECE). No caso de ocorrência de uma configuração potencialmente perigosa do ponto de vista de RSS, o esquema atua de modo a isolar o gerador dos capacitores série causadores do problema.

É mais efetivo no controle do efeito de gerador de indução e de interação torsional.

Implementação pouco custosa e simples no caso de sistemas cuja configuração seja adequada para este tipo de esquema.

Possui as seguintes limitações:

O esquema só será efetivo se todas as configurações potencialmente perigosas forem conhecidas e puderem ser detectadas de forma confiável.

- A configuração normal do sistema deve ser capaz de suportar as ações resultantes da atuação do esquema.

Proteção contra torques transitórios só será possível se o esquema isolar o gerador de configurações para as quais distúrbios posteriores possam produzir problemas potenciais de torques transitórios por RSS.

Ações automáticas de chaveamento são imprescindíveis para prover proteção contra oscilações torsionais de rápido crescimento.

As seguintes desvantagens podem ser apontadas:

A atuação do esquema perturba a operação normal do sistema e resulta, em geral, em uma configuração de mais baixa confiabilidade.

A confiabilidade do esquema é afetada por eventuais dificuldades de detecção do problema, tráfego de sinais nos sistemas de comunicação e das ações complexas de chaveamento que podem ser necessárias para efetivação das ações do esquema.

A recomposição do sistema para sua configuração normal pode ser problemática.

- (10) O corte de máquina pode ser implantado para prover proteção contra torques transitórios por RSS para condições operativas e de localização de faltas predeterminadas.

Requer o conhecimento, através de estudos, de todas as condições operativas e de todas as localizações de falta que possam produzir torques excessivos no eixo.

Requer a aquisição e processamento de muitos sinais remotos dentro de 1 ou 2 ciclos.

A lógica do esquema pode ser complexa exigindo provisões para manutenção de disjuntores, chaves seccionadoras, etc.

Perde-se um recurso quando o esquema atua.

- (11) Não representa uma opção como solução geral para os problemas de RSS em vista das restrições estruturais e construtivas dos geradores.

- (12) Atua dessintonizando o circuito ressonante visto pelo gerador. Aplica-se quando apenas um único gerador de uma usina apresenta problemas de RSS, não se prevê aumento da compensação série do sistema e o gerador a ser protegido apresenta margem suficiente de estabilidade.

É um equipamento confiável e que exige baixa manutenção.

Mudanças no sistema de transmissão podem fazer retornar o problema de RSS.

A margem de estabilidade do sistema sofre redução.

Causa aumento no consumo de potência reativa a ser compensado por outras fontes e pode causar problemas de regulação de tensão.

Grandes reatores série não são comumente disponíveis.

(13) Seu efeito é o de reduzir a resistência negativa líquida do gerador nas frequências subsíncronas mitigando o efeito de gerador de indução.

Não é efetivo no controle da interação torsional e de torques transitórios.

Pode aumentar o amortecimento negativo devido à interação torsional para condições de ressonância paralela e pode aumentar levemente o amortecimento em condições de ressonância série.

Impacto pequeno no custo de máquinas novas e praticamente impossível instalar em máquinas existentes.

3.2.2- Evolução das Medidas de Controle de RSS.

O artigo do "IEEE Subsynchronous Resonance Working Group of the System Dynamic Performance Subcommittee, Power System Engineering Committee" [29] identificou as soluções para RSS propostas e implementadas até 1980. Este mesmo artigo apontava o trabalho que continuava a ser executado pelas empresas de energia elétrica e fabricantes na direção do controle dos problemas resultantes de RSS, através do desenvolvimento de melhores técnicas de estudo, equipamentos para propiciar a operação mais segura dos geradores e relés específicos para RSS com o objetivo de prover proteção durante distúrbios transitórios.

De fato, como fica demonstrado pela literatura publicada ao longo das décadas de 80 e 90 (até 1995), estes esforços resultaram em novas técnicas de análise, projeto e teste [55, 58, 59, 60, 61, 66, 71, 74, 78, 92, 93, 94, 95, 98, 99, 102, 113, 114, 119] e novos dispositivos e técnicas para mitigação de RSS [30, 47, 48, 50, 53, 57, 64, 68, 69, 70, 75, 77, 91, 110, 135].

A literatura citada não esgota as contribuições para a matéria e reforça a importância dada pela indústria às questões afetas a compensação série e a outros componentes do sistema elétrico que podem interagir de modo perigoso com o gerador na faixa de frequências subsíncronas. Este tema é ainda bastante atual como pode ser verificado pelas publicações mais recentes.

Duas observações podem ser feitas com relação à evolução verificada. A primeira delas diz respeito ao fato do uso crescente da eletrônica de potência e de sistemas digitalizados, o que em muito contribuiu para facilitar as implementações das idéias de mitigação e também para a sofisticação dos processos de controle dos dispositivos. A segunda observação é concernente à sofisticação das técnicas de análise, acompanhada pela maior oferta de recursos computacionais, quer em termos de potência de computação, quer em termos de custo e quantidade, o que em muito contribuiu para implementação de técnicas mais sofisticadas e eficazes para a análise da questão das oscilações subsíncronas e de outros problemas afetos à Engenharia de Sistemas de Potência.

3.3- Controle da Ressonância Subsíncrona através do Sistema de Excitação.

A função básica de um sistema de excitação é a de fornecer corrente contínua ao enrolamento de campo da máquina síncrona. Além disso, funções de controle e de proteção também são executadas pelo sistema de excitação. Na medida em que a tecnologia se desenvolveu, mais e mais responsabilidade foi atribuída a este sistema, visto como um meio efetivo de contribuição para o controle da tensão e melhoria da estabilidade dos sistemas elétricos. A utilização de sinais adicionais estabilizadores expandiu o escopo da atuação da excitação do gerador síncrono, tornando-a um meio de controle das oscilações do sistema.

A experiência com a utilização do sistema de excitação como canal para amortecimento de oscilações subsíncronas remonta a 1976. Testes de campo demonstraram que um sinal adicional para amortecimento, derivado dos desvios de velocidade do rotor, é muito eficaz no controle da interação torsional e a experiência operativa tem sido satisfatória [29].

As limitações e vantagens da utilização do sistema de excitação no controle das oscilações subsíncronas estão amplamente discutidas na literatura [9, 16, 20, 28, 41, 43, 55, 72, 76, 134]. Esta dissertação contribui para o tema, fornecendo um ferramental de análise adequado para realização de estudos de ressonância subsíncrona em sistemas dotados de compensação série, contemplando os efeitos do sistema de excitação sobre o fenômeno, sendo possível a investigação dos efeitos considerando:

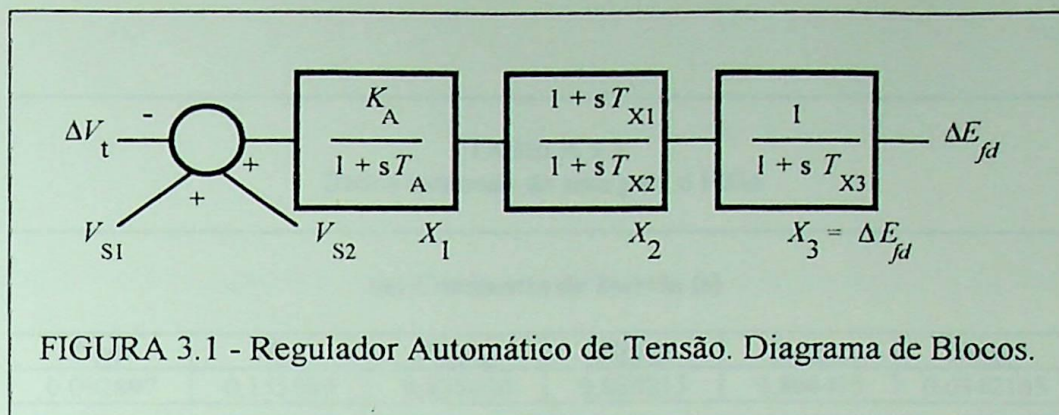
- (a) apenas a malha de regulação de tensão [20];
- (b) a presença de um sinal estabilizador derivado de uma combinação de desvios de potência ativa e reativa [9, 28, 41];
- (c) a presença de um sinal estabilizador derivado dos desvios de velocidade do rotor [16, 43, 55, 76];
- (d) uma combinação de (b) e (c) [134].

As análises a serem apresentadas a seguir serão baseadas no modelo já desenvolvido, com a inclusão das equações relativas ao sistema de excitação. A forma como as equações do sistema de regulação de tensão e dos sinais adicionais a serem estudados, se integram às equações dinâmicas da máquina elétrica e do conjunto turbina-gerador está apresentada no Capítulo 4. O efeito da excitação será, então, avaliado com base no desempenho dinâmico do sistema sob pequenos desvios.

3.3.1- Malha de Regulação de Tensão.

O regulador de tensão considerado é do tipo estático e seu diagrama de blocos está apresentado na Figura 3.1.





No diagrama da Figura 3.1, estão indicadas as três variáveis de estado introduzidas pelo regulador automático de tensão, $[X_1, X_2, \Delta E_{fd}]$. V_{s1} e V_{s2} representam os sinais adicionais que serão considerados posteriormente na análise.

O sistema a ser estudado corresponde ao do "First Benchmark Model" (FBM) [36], cujos dados estão apresentados nas Tabelas 3.2 e 3.3.

TABELA 3.2 Dados elétricos do gerador e da rede de transmissão do FBM.		
Gerador	Descrição	Valor
S_h	potência nominal	892,4 MVA
X_d	reatância síncrona de eixo d	1,79 pu
X_d'	reatância transitória de eixo d	0,169 pu
X_d''	reatância subtransitória de eixo d	0,135 pu
X_q	reatância síncrona de eixo q	1,710 pu
X_q'	reatância transitória de eixo q	0,228 pu
X_q''	reatância subtransitória	0,200 pu
X_ℓ	reatância de dispersão	0,130 pu
T_{do}	constante de tempo transitória de eixo d	4,300 s
T_{do}'	constante de tempo subtransitória de eixo d	0,032 s
T_{qo}	constante de tempo transitória de eixo q	0,850 s
T_{qo}'	constante de tempo subtransitória de eixo q	0,050 s
R_a	resistência da armadura	0,010 pu
Rede		
R_e	resistência externa	0,020 pu
X_e	reatância externa (total)	0,700 pu

Serão consideradas as seguintes condições:

- (1) Gerador modelado como uma única massa pontual.
- (2) Gerador considerando sua dinâmica torsional.

TABELA 3.3 Dados torsionais do eixo para o FBM.					
(a) Constantes de Inércia (s)					
H_{HP}	H_{IP}	H_{LPA}	H_{LPB}	H_{GEN}	H_{EXC}
0,092897	0,155589	0,858670	0,884215	0,868495	0,0342165
(b) Constantes Torsionais (pu/rd)					
K_{HP-IP}	K_{IP-LPA}	$K_{LPA-LPB}$	$K_{LPB-GEN}$	$K_{GEN-EXC}$	
19,303	34,929	52,038	70,858	2,82	
(c) Constantes de Amortecimento Próprio (pu)					
D_{HP}	D_{IP}	D_{LPA}	D_{LPB}	D_{GEN}	D_{EXC}
0	0	0	0	0	0
(d) Constantes de Amortecimento Mútuo (pu)					
D_{HP-IP}	D_{IP-LPA}	$D_{LPA-LPB}$	$D_{LPB-GEN}$	$D_{GEN-EXC}$	
0	0	0	0	0	

Para a condição (1) procuraremos mostrar o efeito do regulador de tensão sobre o comportamento dinâmico do gerador considerando os efeitos de gerador de indução (efeito sobre o modo de oscilação elétrico) e de "hunting" (efeito sobre o modo de oscilação eletromecânico).

Para a condição (2), aos efeitos contemplados em (1) será superposto o efeito da interação torsional.

Para ambas as condições, serão realizados estudos de sensibilidade em função da condição operativa, do grau de compensação série e dos parâmetros de controle do gerador de modo a se verificar esta influência sobre os fenômenos estudados.

Nas condições a serem analisadas, com a presença do regulador automático de tensão, as componentes do vetor de estado obedecerão a seguinte ordem:

$$\Delta X]' = [\Delta v_{cd}, \Delta v_{cq}, \Delta i_d, \Delta i_f, \Delta i_{kd}, \Delta i_q, \Delta i_{kq_1}, \Delta i_{kq_2}, \\ \Delta \delta_1, \dots, \Delta \delta_n, \Delta \omega_1, \dots, \Delta \omega_n, X_1, X_2, \Delta E_{fd}]$$

3.3.2- Efeitos do Regulador de Tensão sobre a Instabilidade do Modo Elétrico e do Modo Eletromecânico.

Como será visto no Capítulo 4, dedicado à modelagem para RSS, o sistema de equações diferenciais representativas do comportamento dinâmico do sistema considerando a máquina elétrica, a dinâmica da rede, a equação de torque (para eixo rígido) e a equação da carga, resulta, após sua linearização, em modelo de estado de ordem 9 ou 10, conforme se considere respectivamente a presença de 1 ou de 2 enrolamentos amortecedores de eixo q.

A consideração da dinâmica do regulador de tensão incorpora a este sistema mais três equações diferenciais, no caso do regulador considerado, elevando a ordem do modelo completo para 12 ou 13. A consideração da dinâmica torsional adicionará ao vetor de estado mais $2n$ variáveis correspondentes aos n estágios do eixo.

A equação matricial (4.15) descreve a dinâmica do regulador de tensão. O sinal de realimentação a ser tratado pelo regulador é composto pela soma dos desvios da tensão terminal e dos sinais adicionais V_{s1} e V_{s2} . Neste ponto da análise V_{s1} e V_{s2} serão considerados nulos, deixando como sinal de realimentação somente os desvios da tensão terminal da máquina. Os desvios da tensão terminal são dados pela equação (4.38), repetida aqui por conveniência.

$$\Delta V_t = k_{d0} \Delta v_{cd} + k_{q0} \Delta v_{cq} + (k_{d0} R_e - k_{q0} \omega_0 L_e) \Delta i_d + (k_{d0} \omega_0 L_e + k_{q0} r_e) \Delta i_q \\ - K_\infty (k_{d0} \cos(\delta_0 - \alpha) + k_{q0} \sin(\delta_0 - \alpha)) \Delta \delta + (k_{d0} i_{q0} L_e - k_{q0} i_{d0} L_e) \Delta \omega \\ + k_{d0} L_e \Delta \dot{i}_d + k_{q0} L_e \Delta \dot{i}_q \quad (3.1)$$

ΔV_t depende das condições iniciais de tensão terminal e de corrente de armadura bem como dos desvios de tensão do capacitor série. $\Delta \delta$ e $\Delta \omega$, para efeitos de determinação dos desvios da tensão terminal, serão sempre considerados em relação ao estágio do gerador.

Consideremos, agora, o gerador cujos dados estão apresentados nas Tabelas 3.2 e 3.3. Para efeito dos resultados a serem apresentados o gerador será representado por sua parte elétrica conforme a equação matricial (4.26), em conjunto com a rede, equações (4.30) e (4.32), equação mecânica (4.10) admitindo que a totalidade de sua inércia está associada ao eixo rígido e acoplamento eletromecânico dado por (4.35). Isto significa não levar em consideração a possibilidade de interação torsional, simplificando a análise e permitindo um bom entendimento dos efeitos da regulação de tensão sobre as dinâmicas elétrica e mecânica do gerador e dos efeitos de uma possível interação entre o modo elétrico subsíncrono e o controle de tensão.

A Figura 3.2 apresenta a fronteira de estabilidade, expressa no plano $X_C \times R_e$, para os casos de inércia infinita, inércia finita com $P = 0,0$ pu e inércia finita com $P = 0,5$ pu.

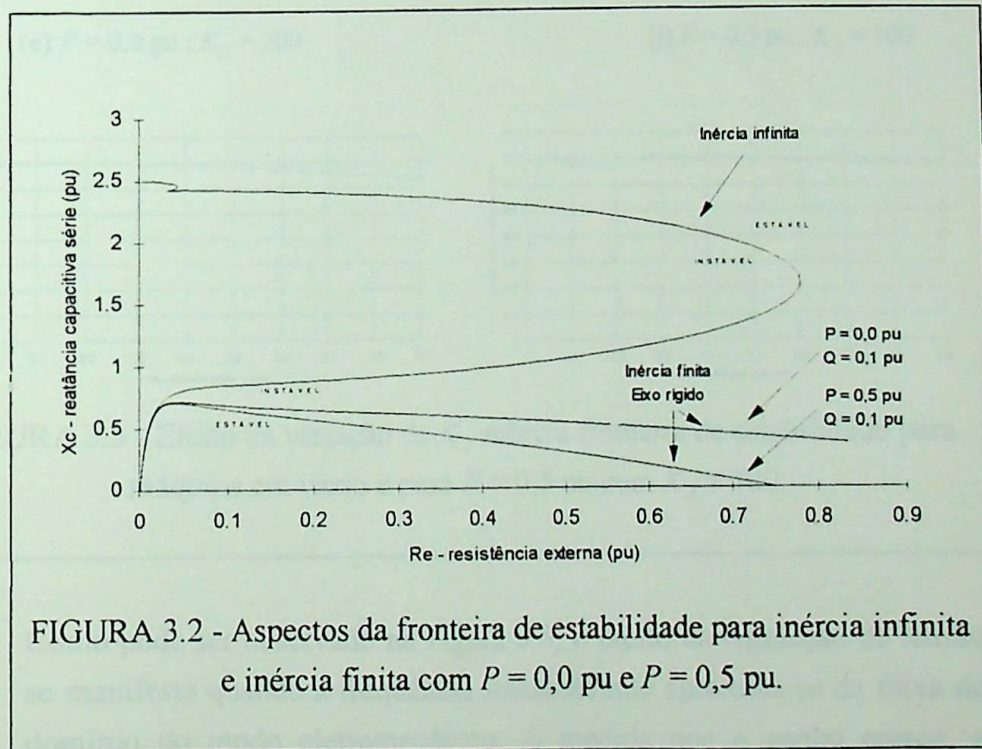
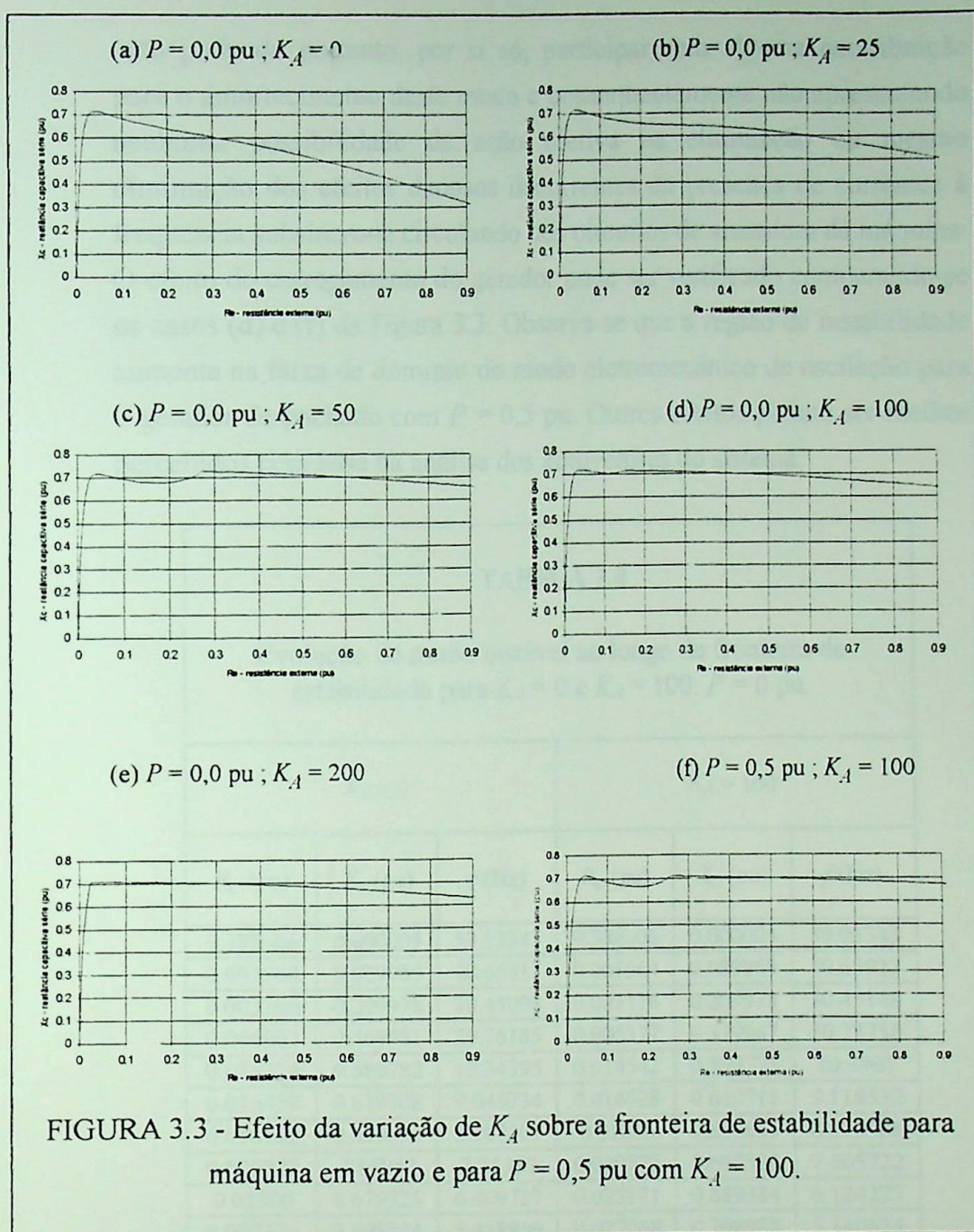


FIGURA 3.2 - Aspectos da fronteira de estabilidade para inércia infinita e inércia finita com $P = 0,0$ pu e $P = 0,5$ pu.

3.3.2.1- Sensibilidade com Relação ao Ganho do Regulador de Tensão.

A Figura 3.3 apresenta os efeitos da regulação de tensão sobre a fronteira de estabilidade para $P = 0,0$ pu e $K_A = 0, 25, 50, 100$ e 200 e para $P = 0,5$ pu com $K_A = 100$.



Como pode ser observado na Figura 3.3, o efeito da regulação de tensão se manifesta quando a frequência instabilizante aproxima-se da faixa de domínio do modo eletromecânico. A medida que o ganho cresce, a instabilidade passa a ser aperiódica, caracterizando uma instabilidade associada ao desempenho do campo da máquina. A Tabela 3.4 apresenta a evolução do modo instável na medida em que a fronteira de estabilidade é percorrida, para $K_A = 0$ e $K_A = 100$. Os resultados apresentados na Figura 3.3 e na Tabela 3.4, indicam que o controle de tensão praticamente não influi na estabilidade do modo elétrico subsíncrono,

não podendo portanto, por si só, participar com alguma contribuição para o amortecimento deste modo e conseqüentemente não apresentando nenhuma possibilidade de ação efetiva na eliminação ou mesmo diminuição dos efeitos danosos decorrentes da presença de correntes à frequência subsíncrona circulando nos circuitos de armadura da máquina. O efeito do carregamento do gerador pode ser verificado comparando-se os casos (d) e (f) da Figura 3.3. Observa-se que a região de instabilidade aumenta na faixa de domínio do modo eletromecânico de oscilação para o gerador despachado com $P = 0,5$ pu. Outros efeitos podem ser melhor percebidos com base na análise dos autovetores do sistema.

TABELA 3.4					
Evolução do modo instável ao longo da fronteira de estabilidade para $K_A = 0$ e $K_A = 100$. $P = 0$ pu.					
$K_A = 0$			$K_A = 100$		
R_e (pu)	X_c (pu)	f (Hz)	R_e (pu)	X_c (pu)	f (Hz)
9.38E-06	0.000005	59.93343	9.38E-06	0.000005	59.93343
0.001564	0.089989	40.65917	0.001564	0.089989	40.65923
0.003166	0.209978	30.45098	0.003176	0.209978	30.45148
0.006063	0.369951	20.76185	0.006377	0.379947	20.23758
0.014324	0.589782	10.34395	0.014542	0.539777	10.3907
0.016439	0.619708	9.049734	0.016528	0.619711	9.118532
0.018162	0.639633	8.187107	0.01805	0.639653	8.276988
0.020278	0.65952	7.31387	0.020777	0.669528	7.005722
0.02306	0.679325	6.409727	0.023171	0.689384	6.124227
0.027374	0.698844	5.418856	0.027068	0.708988	5.140634
0.038837	0.714512	4.110623	0.071331	0.711784	3.05038
0.066056	0.702874	3.134154	0.148485	0.713325	2.309982
0.191584	0.641729	2.028863	0.208245	0.713482	0
0.671994	0.444744	1.002324	0.407888	0.701804	0
0.80387	0.373343	0.902101	0.606938	0.682515	0
0.984766	0.266875	0.801425	0.805123	0.655749	0
1.243495	0.096832	0.700611	1.002158	0.621547	0
1.373286	0.003558	0.661915	1.207542	0.577854	0

A Tabela 3.5 apresenta os autovalores e autovetores normalizados do sistema para quatro situações distintas: em (a) para a condição de gerador em vazio e $k_{cps} = 0,50$; em (b) para $P = 0,5$ pu e $k_{cps} = 0,50$; em (c) para gerador em vazio e $k_{cps} = 0,56$ e em (d) para $P = 0,5$ pu e $k_{cps} = 0,56$.

TABELA 3.5
Autovalores e autovetores para $K_A = 0$

(A) $P = 0,0$ pu; $K_{CP5} = 0,50$							
$\lambda: -1.69413 \pm j 616.62503$		$-0.19206 \pm j 137.20551$		-41.27270		-25.41173	
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.53468	-90.39510	0.51610	90.16727	0.00449	0.00000	0.01469	180.00000
0.52456	179.60372	0.53781	0.05643	0.01921	180.00000	0.00212	180.00000
1.00000	0.00000	1.00000	0.00000	0.05628	180.00000	0.00122	180.00000
0.13424	162.11396	0.24510	135.54442	0.92677	180.00000	0.00619	0.00000
0.87022	182.78412	0.83981	192.10357	1.00000	0.00000	0.00306	180.00000
0.92378	-89.98049	0.91533	-89.81234	0.00682	180.00000	0.04237	0.00000
0.61903	89.85821	0.61547	89.48993	0.00389	0.00000	0.34183	0.00000
0.26385	90.69643	0.25964	93.14599	0.00279	0.00000	1.00520	180.00000
0.00010	-90.31176	0.00196	-90.05109	0.00016	0.00000	0.00248	180.00000
0.06026	-0.15434	0.26836	0.02911	0.00662	180.00000	0.06114	0.00000
$\lambda: -1.20439 \pm j 11.07541$		-0.77575		-1.07557			
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.09714	96.86314	0.00071	180.00000	0.06264	0.00000		
0.00681	4.31549	0.34248	0.00000	0.00029	0.00000		
0.01162	-1.93058	0.97852	0.00000	0.00009	0.00000		
0.00893	165.58044	1.00000	180.00000	0.00009	180.00000		
0.00357	214.83387	0.26146	180.00000	0.00000	180.00000		
0.27698	276.85553	0.00001	0.00000	0.17897	180.00000		
0.20381	99.43566	0.00010	0.00000	0.97557	0.00000		
0.06275	108.92258	0.00003	0.00000	0.27658	0.00000		
0.08976	263.79381	0.00100	0.00000	0.92974	0.00000		
1.00000	0.00000	0.00233	180.00000	1.00000	180.00000		
(B) $P = 0,5$ pu; $K_{CP5} = 0,50$							
$\lambda: -1.71113 \pm j 616.62632$		$-0.11667 \pm j 137.19096$		-41.21981		-25.41942	
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.53464	-90.40009	0.51474	89.95054	0.00507	0.00000	0.01619	0.00000
0.52451	179.59646	0.53722	0.06670	0.01851	180.00000	0.00081	0.00000
1.00000	0.00000	1.00000	0.00000	0.05445	180.00000	0.00096	180.00000
0.13424	162.11379	0.24514	135.56494	0.92858	180.00000	0.00166	0.00000
0.87022	182.78412	0.83971	192.10250	1.00000	0.00000	0.00082	180.00000
0.92362	-89.99324	0.91185	-90.14047	0.00876	180.00000	0.04644	180.00000
0.61892	89.84545	0.61313	89.17256	0.00499	0.00000	0.93752	180.00000
0.26380	90.68367	0.25864	92.83772	0.00358	0.00000	1.00000	0.00000
0.00010	-122.10556	0.00204	237.63973	0.00069	180.00000	0.00106	0.00000
0.06261	-31.94656	0.27992	-32.31154	0.02830	0.00000	0.14574	180.00000
$\lambda: -0.85680 \pm j 11.24703$		-2.41707		-0.29141			
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.07027	102.97919	0.29028	0.00000	0.14615	180.00000		
0.07447	85.77853	0.28303	180.00000	0.16857	0.00000		
0.21070	86.96002	0.81473	180.00000	0.48161	0.00000		
0.15868	254.40086	0.71379	0.00000	1.00000	180.00000		
0.06558	-57.04715	0.15409	0.00000	0.27479	180.00000		
0.19911	280.68822	0.82309	180.00000	0.41767	0.00000		
0.14594	103.23776	1.00000	0.00000	0.14156	0.00000		
0.04516	112.57145	0.27589	0.00000	0.04069	0.00000		
0.08866	265.64364	0.25316	0.00000	0.91452	0.00000		
1.00000	0.00000	0.61190	180.00000	0.26650	180.00000		
(C) $P = 0,0$ pu; $K_{CP5} = 0,56$							
$\lambda: -1.70346 \pm j 629.94963$		$0.00740 \pm j 123.83764$		-41.39131		-25.41718	
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.56454	-90.37619	0.54263	90.14804	0.00597	0.00000	0.01743	0.00000
0.55335	179.62281	0.56822	0.04536	0.02289	180.00000	0.00282	0.00000
1.00000	0.00000	1.00000	0.00000	0.06037	180.00000	0.00420	0.00000
0.13387	162.45240	0.26319	134.90594	0.92274	180.00000	0.00808	180.00000
0.87029	182.72542	0.83276	193.10024	1.00000	0.00000	0.00400	0.00000
0.92338	-89.98095	0.91275	-89.79633	0.00886	180.00000	0.04519	180.00000
0.61875	89.86114	0.61423	89.45324	0.00506	0.00000	0.93906	180.00000
0.26374	90.68167	0.25847	93.48562	0.00362	0.00000	1.00000	0.00000
0.00009	-90.30701	0.00239	-89.85363	0.00021	0.00000	0.00266	0.00000
0.05896	-0.15208	0.29649	0.14294	0.00858	180.00000	0.06755	180.00000
$\lambda: -1.30695 \pm j 11.50141$		-0.82673		-1.07567			
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.11253	97.12163	0.00086	180.00000	0.06953	0.00000		
0.00920	5.93191	0.38846	0.00000	0.00045	0.00000		
0.01506	1.35087	0.99605	0.00000	0.00046	0.00000		
0.01143	168.30236	1.00000	180.00000	0.00044	180.00000		
0.00471	218.82619	0.26005	180.00000	0.00011	180.00000		
0.28781	-82.89170	0.00002	0.00000	0.17829	180.00000		
0.21166	99.43583	0.00011	0.00000	0.97169	0.00000		
0.06545	109.19976	0.00003	0.00000	0.27536	0.00000		
0.08639	-96.48294	0.00291	0.00000	0.92965	0.00000		
1.00000	0.00000	0.00241	180.00000	1.00000	180.00000		
(D) $P = 0,5$ pu; $K_{CP5} = 0,56$							
$\lambda: -1.72101 \pm j 629.95065$		$0.09555 \pm j 123.81766$		-41.33288		$-0.95051 \pm j 11.71672$	
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.56450	-90.38093	0.54078	-270.13956	0.00671	180.00000	0.08259	-256.35353
0.55330	-180.38422	0.56748	-0.04522	0.02204	0.00000	0.08528	-275.02612
1.00000	0.00000	1.00000	0.00000	0.05836	0.00000	0.21622	-271.75490
0.13387	-197.54777	0.26324	-225.16648	0.92472	0.00000	0.16263	-106.91532
0.87029	-177.27459	0.83263	-166.70135	1.00000	180.00000	0.06668	-57.04725
0.92323	-89.99321	0.90843	-90.19324	0.01107	0.00000	0.20987	-78.63248
0.61865	-270.15112	0.61132	-270.94343	0.00632	180.00000	0.15374	-256.34816
0.26370	-269.33059	0.25723	-266.91150	0.00452	180.00000	0.04780	-246.73199
0.00010	-122.11109	0.00250	-122.31231	0.00068	0.00000	0.06507	-94.63791
0.06127	-31.95456	0.30955	-32.35652	0.02816	180.00000	1.00000	0.00000
$\lambda: -25.42580$		-2.50249		-0.30381			
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.01931	180.00000	0.11035	0.00000	0.16116	180.00000		
0.00115	180.00000	0.31217	180.00000	0.20071	0.00000		
0.00047	0.00000	0.85812	180.00000	0.51463	0.00000		
0.00090	180.00000	0.75117	0.00000	1.00000	180.00000		
0.00045	0.00000	0.16037	0.00000	0.27445	180.00000		
0.04962	0.00000	0.84030	180.00000	0.41331	0.00000		
0.93468	0.00000	1.00000	0.00000	0.14894	0.00000		
1.00000	180.00000	0.27518	0.00000	0.04290	0.00000		
0.00215	180.00000	0.14701	0.00000	0.89023	0.00000		
0.05454	0.00000	0.18113	180.00000	0.27016	180.00000		

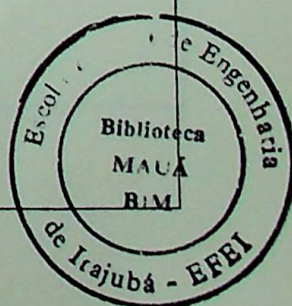


TABELA 3.6
Autovalores e autovetores para $K_A = 100$

(A) P = 0,0 pu; K _{CS} = 0,50							
-1.69338 +j 616.62522		-333.37540		-0.17772 +j 137.22221		-66.94438	
MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.11649	153.69460	0.00000	0.00000	0.13556	111.15151	0.00125	0.00000
0.11428	63.69361	0.00000	180.00000	0.14124	21.07862	0.00327	180.00000
0.21786	244.08926	0.00000	180.00000	0.26258	20.99964	0.00997	180.00000
0.02954	45.77149	0.00177	0.00000	0.06172	-208.91243	0.33683	180.00000
0.18939	66.96738	0.00177	180.00000	0.22700	-146.68683	0.34999	0.00000
0.20126	154.10951	0.00000	180.00000	0.24043	-68.84929	0.00192	180.00000
0.13486	-26.05179	0.00000	0.00000	0.16167	110.46410	0.00122	0.00000
0.05748	-25.21358	0.00000	0.00000	0.06820	114.12861	0.00064	0.00000
0.00002	153.77838	0.00000	0.00000	0.00051	-69.05603	0.00002	0.00000
0.01313	243.93573	0.00000	180.00000	0.07048	21.01817	0.00115	180.00000
1.00000	0.00000	1.00000	180.00000	1.00000	0.00000	0.28551	0.00000
0.00010	269.85040	0.00019	0.00000	0.00046	-90.03941	0.00027	180.00000
0.02522	95.60861	0.05764	180.00000	0.10367	114.32176	1.00000	0.00000
-33.03671		-25.41252		-1.20091 +j 11.07579		-4.34387	
MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.00273	180.00000	0.01497	180.00000	0.09715	96.81809	0.00021	180.00000
0.01487	0.00000	0.00001	0.00000	0.00718	-8.25467	0.01709	0.00000
0.04318	0.00000	0.00293	0.00000	0.01343	-20.98010	0.04883	0.00000
0.52539	0.00000	0.05896	0.00000	0.02658	172.81675	0.01121	0.00000
0.58139	180.00000	0.06378	180.00000	0.01395	10.43281	0.07417	180.00000
0.00408	0.00000	0.04278	0.00000	0.27698	276.83753	0.00003	0.00000
0.00184	180.00000	0.94143	0.00000	0.20380	99.11815	0.00002	180.00000
0.00219	180.00000	1.00000	180.00000	0.06275	108.90286	0.00001	180.00000
0.00015	180.00000	0.00251	180.00000	0.08976	263.81179	0.00004	180.00000
0.00494	0.00000	0.06377	0.00000	1.00000	0.00000	0.00018	0.00000
1.00000	180.00000	0.25187	180.00000	0.32049	38.27757	1.00000	180.00000
0.00190	0.00000	0.00062	0.00000	0.00180	302.51578	0.01467	0.00000
0.52630	0.00000	0.10506	0.00000	0.08023	206.75271	0.25291	0.00000
-0.30113		-1.07557					
MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO				
0.00002	0.00000	0.06264	0.00000				
0.01730	180.00000	0.00056	0.00000				
0.04944	180.00000	0.00088	0.00000				
0.05862	0.00000	0.00081	180.00000				
0.00512	0.00000	0.00031	180.00000				
0.00000	180.00000	0.17897	180.00000				
0.00000	180.00000	0.97597	0.00000				
0.00000	180.00000	0.27658	0.00000				
0.00018	180.00000	0.92974	0.00000				
0.00005	0.00000	1.00000	180.00000				
1.00000	0.00000	0.00193	180.00000				
0.28697	180.00000	0.00012	0.00000				
0.03715	0.00000	0.00037	0.00000				
(B) P = 0,5 pu; K _{CS} = 0,50							
-1.71049 +j 616.62639		-333.34479		-0.08758 +j 137.18945		-65.73539 +j 0.00000	
MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.14156	162.13696	0.00000	0.00000	0.10273	163.40872	0.00137	180.00000
0.13888	72.13366	0.00000	180.00000	0.10722	73.48114	0.00348	0.00000
0.26479	252.53667	0.00000	180.00000	0.19558	73.48964	0.01061	0.00000
0.03580	54.22896	0.00177	0.00000	0.04251	207.35481	0.35303	0.00000
0.23027	75.40444	0.00177	180.00000	0.17226	-95.94727	0.36708	180.00000
0.24456	162.54405	0.00000	180.00000	0.18199	-16.68481	0.00218	0.00000
0.16388	-17.61726	0.00000	0.00000	0.12237	162.62869	0.00139	180.00000
0.06985	-16.77904	0.00000	0.00000	0.05162	166.29324	0.00073	180.00000
0.00093	130.43156	0.00000	180.00000	0.00041	-48.86767	0.00005	0.00000
0.01658	220.59049	0.00000	0.00000	0.05589	41.16891	0.00324	180.00000
1.00000	0.00000	1.00000	180.00000	1.00000	0.00000	0.20786	180.00000
0.00010	269.84881	0.00019	0.00000	0.00046	-90.00177	0.00020	0.00000
0.02522	95.60703	0.05765	180.00000	0.10367	114.35809	1.00000	180.00000
-34.92472		-25.42836		-0.81479 +j 11.23058		-0.99390	
MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.00462	0.00000	0.01475	180.00000	0.07042	-256.85166	0.00133	0.00000
0.01045	180.00000	0.00714	0.00000	0.07424	85.13344	0.00022	0.00000
0.05388	180.00000	0.02326	0.00000	0.20999	-273.68675	0.00053	0.00000
0.74364	180.00000	0.21207	0.00000	0.17119	-107.07096	0.00768	0.00000
0.81435	0.00000	0.24253	180.00000	0.05876	-47.04694	0.05264	180.00000
0.00838	180.00000	0.04073	0.00000	0.19942	-79.12266	0.00370	180.00000
0.00417	0.00000	0.74619	0.00000	0.14611	-256.55695	0.04208	0.00000
0.00409	0.00000	0.79946	180.00000	0.04522	-247.25933	0.01194	0.00000
0.00096	180.00000	0.00081	180.00000	0.08881	-94.14958	0.06175	0.00000
0.03338	0.00000	0.02064	0.00000	1.00000	0.00000	0.06137	180.00000
1.00000	0.00000	1.00000	180.00000	0.24156	-266.25489	1.00000	180.00000
0.00179	180.00000	0.00247	0.00000	0.00134	0.01867	0.06864	0.00000
0.56256	180.00000	0.41732	0.00000	0.06013	-97.84498	0.18429	0.00000
-4.63871		-0.34199					
MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO				
0.01042	0.00000	0.00501	180.00000				
0.01206	180.00000	0.00582	0.00000				
0.03481	180.00000	0.01663	0.00000				
0.02513	180.00000	0.03370	180.00000				
0.07292	0.00000	0.01170	180.00000				
0.02939	180.00000	0.01432	0.00000				
0.02780	0.00000	0.00619	0.00000				
0.00727	0.00000	0.00178	0.00000				
0.00402	180.00000	0.03350	0.00000				
0.01866	0.00000	0.01146	180.00000				
1.00000	0.00000	1.00000	180.00000				
0.01372	180.00000	0.24164	0.00000				
0.25522	180.00000	0.00841	0.00000				

TABELA 3.6

(continuação)

(C) P = 0,0 pu: K _{CPS} = 0,56							
λ: -1.70268 ±j 629.94982		-333.37522		0.02780 ±j 123.86435		-66.87461	
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.12044	154.14337	0.00000	0.00000	0.12782	109.75429	0.00164	180.00000
0.11805	64.14255	0.00000	180.00000	0.13381	19.66379	0.00186	0.00000
0.21334	244.51913	0.00000	180.00000	0.23543	19.62828	0.01063	0.00000
0.02884	46.53837	0.00177	0.00000	0.05970	147.18265	0.33823	0.00000
0.18548	67.33710	0.00177	180.00000	0.20379	213.36678	0.35208	190.00000
0.19700	154.53890	0.00000	180.00000	0.21501	-70.19152	0.00245	0.00000
0.13201	-25.61901	0.00000	0.00000	0.14469	109.05627	0.00156	190.00000
0.05627	-24.79848	0.00000	0.00000	0.06088	113.08960	0.00062	180.00000
0.00002	154.21299	0.00000	0.00000	0.00056	-70.22991	0.00002	180.00000
0.01258	244.36785	0.00000	180.00000	0.06982	19.75721	0.00147	0.00000
1.00000	0.00000	1.00000	180.00000	1.00000	0.00000	0.28102	180.00000
0.00010	269.85272	0.00019	0.00000	0.00050	270.05141	0.00026	0.00000
0.02469	95.48988	0.05764	180.00000	0.11261	116.66940	1.00000	180.00000
λ: -33.40310		-25.41824		-1.30208 ±j 11.50192		-4.23611	
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.00380	0.00000	0.01782	0.00000	0.11253	97.06655	0.00026	180.00000
0.01841	180.00000	0.00018	0.00000	0.00950	-6.14918	0.01151	0.00000
0.04807	180.00000	0.00262	180.00000	0.01648	-16.50139	0.05515	0.00000
0.54520	180.00000	0.06151	180.00000	0.03063	171.01821	0.00507	0.00000
0.60646	0.00000	0.06609	0.00000	0.01448	3.75795	0.07465	190.00000
0.00557	180.00000	0.04573	180.00000	0.28781	-82.91595	0.00204	0.00000
0.00257	0.00000	0.93852	180.00000	0.21165	99.41232	0.00004	180.00000
0.00293	0.00000	1.00000	0.00000	0.06545	109.17306	0.00001	180.00000
0.00020	0.00000	0.00269	0.00000	0.08639	-96.45870	0.00007	190.00000
0.00667	180.00000	0.06841	180.00000	1.00000	0.00000	0.00030	0.00000
1.00000	0.00000	0.25937	0.00000	0.34562	15.89100	1.00000	180.00000
0.00188	180.00000	0.00064	180.00000	0.00187	-60.15751	0.01505	0.00000
0.53297	180.00000	0.10821	180.00000	0.08655	-155.98750	0.25203	0.00000
λ: -1.07567		-0.29670					
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO				
0.06953	0.00000	0.00002	0.00000				
0.00067	0.00000	0.02177	180.00000				
0.00101	0.00000	0.05582	180.00000				
0.00095	180.00000	0.06540	0.00000				
0.00030	180.00000	0.00522	0.00000				
0.17829	180.00000	0.00000	180.00000				
0.97169	0.00000	0.00000	180.00000				
0.27536	0.00000	0.00000	180.00000				
0.92965	0.00000	0.00020	180.00000				
1.00000	180.00000	0.00006	0.00000				
0.00104	180.00000	1.00000	0.00000				
0.00007	0.00000	0.29293	180.00000				
0.00020	0.00000	0.04113	0.00000				
(D) P = 0,5 pu: K _{CPS} = 0,56							
λ: -1.72035 ±j 629.95071		-333.34445		0.13843 ±j 123.81941		-65.62261	
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.14590	163.33682	0.00000	0.00000	0.10046	159.96046	0.00180	180.00000
0.14301	73.33368	0.00000	180.00000	0.10541	70.07658	0.00412	0.00000
0.25846	253.71735	0.00000	180.00000	0.18575	70.14657	0.01136	0.00000
0.03484	55.74251	0.00177	0.00000	0.04159	-01.43664	0.35521	0.00000
0.22480	76.52574	0.00177	180.00000	0.16080	-98.29699	0.37004	180.00000
0.23862	163.72479	0.00000	180.00000	0.16875	-20.09637	0.00278	0.00000
0.15990	-16.43312	0.00000	0.00000	0.11356	159.15362	0.00176	190.00000
0.06815	-15.61259	0.00000	0.00000	0.04778	163.18499	0.00093	180.00000
0.00003	131.60674	0.00000	180.00000	0.00046	-52.15453	0.00005	0.00000
0.01584	221.76321	0.00000	0.00000	0.05753	37.78141	0.00117	180.00000
1.00000	0.00000	1.00000	180.00000	1.00000	0.00000	0.20061	190.00000
0.00010	269.85111	0.00019	0.00000	0.00050	-89.89718	0.00019	0.00000
0.02469	95.48825	0.05765	180.00000	0.11260	116.71850	1.00000	190.00000
λ: -35.29689		-25.43612		-0.91617 ±j 11.69426		-0.95917	
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO
0.00644	0.00000	0.01869	180.00000	0.08279	103.76252	0.00074	0.00000
0.02308	180.00000	0.00835	0.00000	0.08486	84.42955	0.00164	0.00000
0.06068	180.00000	0.02469	0.00000	0.21511	85.70194	0.00412	0.00000
0.78217	180.00000	0.20950	0.00000	0.17277	251.09499	0.00254	0.00000
0.86041	0.00000	0.24134	180.00000	0.06474	-47.92040	0.05309	190.00000
0.01103	180.00000	0.04644	0.00000	0.21030	-78.49235	0.00161	180.00000
0.00556	0.00000	0.78577	0.00000	0.15401	103.80950	0.04259	0.00000
0.00531	0.00000	0.84542	180.00000	0.04789	113.39217	0.01210	0.00000
0.00099	180.00000	0.00105	180.00000	0.08525	265.52040	0.06459	0.00000
0.03477	0.00000	0.02674	0.00000	1.00000	0.00000	0.06195	180.00000
1.00000	0.00000	1.00000	180.00000	0.21465	82.37310	1.00000	180.00000
0.00177	180.00000	0.00247	0.00000	0.00114	-11.70048	0.07136	0.00000
0.57031	180.00000	0.41741	0.00000	0.05344	250.40077	0.18142	0.00000
λ: -4.63817		-0.33999					
u: MODULO (NORM)	ÂNGULO	MODULO (NORM)	ÂNGULO				
0.01324	0.00000	0.00628	180.00000				
0.01552	180.00000	0.00788	0.00000				
0.04018	180.00000	0.02020	0.00000				
0.02035	180.00000	0.03859	180.00000				
0.07365	0.00000	0.01248	180.00000				
0.03348	180.00000	0.01611	0.00000				
0.03166	0.00000	0.00690	0.00000				
0.00828	0.00000	0.00198	0.00000				
0.00342	180.00000	0.01643	0.00000				
0.01588	0.00000	0.01239	180.00000				
1.00000	0.00000	1.00000	180.00000				
0.01372	180.00000	0.4351	0.00000				
0.29522	180.00000	0.00652	0.00000				

Nestes casos não está considerada a presença do regulador de tensão. A Tabela 3.6 apresenta, para as mesmas situações, os autovalores do sistema com a presença do regulador de tensão com $K_A = 100$. Para ambas as tabelas considerou-se $R_e = 0,0$ pu e $R_d = 0,0065$ pu, de modo a se ilustrar a instabilização do modo elétrico subsíncrono e os efeitos do controle de tensão sobre esta instabilidade.

Análise dos resultados

Tomemos como base o caso da Tabela 3.5(a). Os autovalores, $\lambda_{1,2} = -1,69413 \pm j616,62503$ e $\lambda_{3,4} = -0,19206 \pm j137,20551$, correspondem à modulação do modo forçado da rede (60 Hz) pelo modo elétrico subsíncrono [107], cuja frequência natural não amortecida na referência abc é dada por:

$$\omega_n = \omega_s \sqrt{\frac{X_c}{X_L}} \quad (3.2)$$

Para o caso considerado, $\frac{X_c}{X_L} = 0,50$, o que corresponderia a uma frequência natural de oscilação $\omega_n = 266,57$ rd / s. A frequência natural, calculada a partir dos autovalores acima corresponde a:

$$\omega'_n = \omega_{sup} - \omega_s = \omega_s - \omega_{sub} \quad (3.3)$$

Ou, $\omega'_n = 239,63$ rd / s.

A diferença entre as frequências obtidas por (3.2) e (3.3) explica-se pelo efeito da presença dos circuitos da máquina síncrona no cálculo completo dos autovalores do sistema. Um valor mais aproximado para a frequência natural subsíncrona é dado por (3.4):

$$\omega_n = \omega_s \sqrt{\frac{X_c}{X_L + X_d''}} \quad (3.4)$$

Cabe ainda observar o baixo amortecimento relativo à componente subsíncrona.

A análise das componentes dos autovetores associados aos modos de oscilação super e subsíncrono, indica que as variáveis que mais participam destes modos são Δi_d , Δi_{kd} , Δi_q e Δi_{kq1} . Nota-se, também, o maior peso da participação de Δi_f na resposta da componente subsíncrona relativamente à resposta da componente supersíncrona. Estes fatos indicam a possibilidade de controle da resposta da componente subsíncrona através de alteração das características dos enrolamentos amortecedores, o que somente é viável em tempo de projeto (vide Figura 1.2 e Observação 13 da Tabela 3.1) ou modulação adequada da corrente de campo, medida esta que pode ser adotada para geradores existentes.

Os autovalores $\lambda_5 = -41,27270$, $\lambda_6 = -25,41173$, $\lambda_9 = -0,77575$ e $\lambda_{10} = -1,07557$ correspondem ao comportamento subtransitário e transitório da máquina síncrona, respectivamente aos subtransitórios de eixo d e de eixo q e aos transitórios de eixo d (campo) e eixo q, conforme pode ser constatado pelas participações relativas nestes modos de Δi_{kd} , Δi_{kq2} , Δi_f e Δi_{kq1} . As constantes de tempo associadas à estes modos podem ser estimadas com auxílio das expressões (3.5).

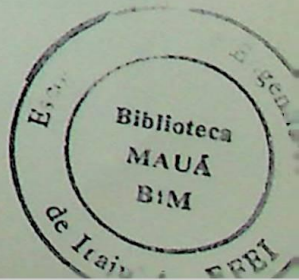
$$T'_d = T'_{do} \frac{X'_d + X_e}{X'_d + X_e} \quad (3.5.a)$$

$$T''_d = T''_{do} \frac{X''_d + X_e}{X''_d + X_e} \quad (3.5.b)$$

$$T'_q = T'_{qo} \frac{X'_q + X_e}{X'_q + X_e} \quad (3.5.c)$$

$$T''_q = T''_{qo} \frac{X''_q + X_e}{X''_q + X_e} \quad (3.5.d)$$

Os autovalores $\lambda_{6,8} = -1,20439 \pm j11,07541$, correspondem ao modo de oscilação eletromecânico. As componentes do autovetor associado a este modo de oscilação indicam, através da participação de $\Delta \omega$, a possibilidade da modulação desta resposta através de um sinal de amortecimento derivado de desvios de velocidade.



Os casos (b), (c) e (d) da Tabela 3.5 ilustram os efeitos do carregamento do gerador e da variação do grau de compensação série sobre a dinâmica do sistema.

Primeiramente, mantido o grau de compensação série, verifica-se que o efeito do carregamento do gerador reflete-se principalmente no comportamento do modo eletromecânico de oscilação. Para este modo, observa-se uma redução de amortecimento da ordem de 30% em relação ao caso de máquina em vazio.

Os efeitos mais significativos do aumento do grau de compensação série, quer para a máquina em vazio quer para a condição de $P = 0,50$ pu, casos (c) e (d) da Tabela 3.5, notam-se, preponderantemente, sobre os modos elétrico subsíncrono e eletromecânico. Para $k_{cps} = 0,56$, o modo subsíncrono torna-se instável ($\lambda_{3,4} = + 0,00740 \pm j123,83764$) e sua frequência, como vista do rotor, diminui em consequência do aumento do grau de compensação. O modo eletromecânico, por sua vez, experimenta um aumento de amortecimento consequência da redução da reatância vista pela máquina. O aumento do carregamento do gerador agrava, em um certo grau, a instabilidade do modo subsíncrono e, como esperado, reduz o amortecimento do modo eletromecânico. Entretanto, nesta situação, o amortecimento disponível para este modo é maior do que aquele verificado para o caso (b) da Tabela 3.5. Aos efeitos positivos sobre a estabilidade eletromecânica do gerador, somam-se os efeitos perigosos da possibilidade de instabilização do modo elétrico quando se aumenta o grau de compensação série da rede. Portanto, os ganhos obtidos pelo aumento da capacidade de transmissão podem ser prejudicados por restrições operativas em vista da instabilidade do modo elétrico. Para que isto não aconteça, existe a necessidade de se conjugar ao nível elétrica e economicamente adequado de compensação, algumas medidas supressoras ou mitigadoras de RSS para permitir a plena utilização do sistema dentro de faixas adequadas de segurança.

A Tabela 3.6 apresenta o efeito de regulador de tensão sobre os modos de resposta do sistema. Na Tabela 3.7 estão apresentados os parâmetros utilizados para o regulador de tensão.

TABELA 3.7 Parâmetros do Regulador de Tensão				
K_A	T_A	T_{x1}	T_{x2}	T_{x3}
100	0,003	3,0	12,0	0,016

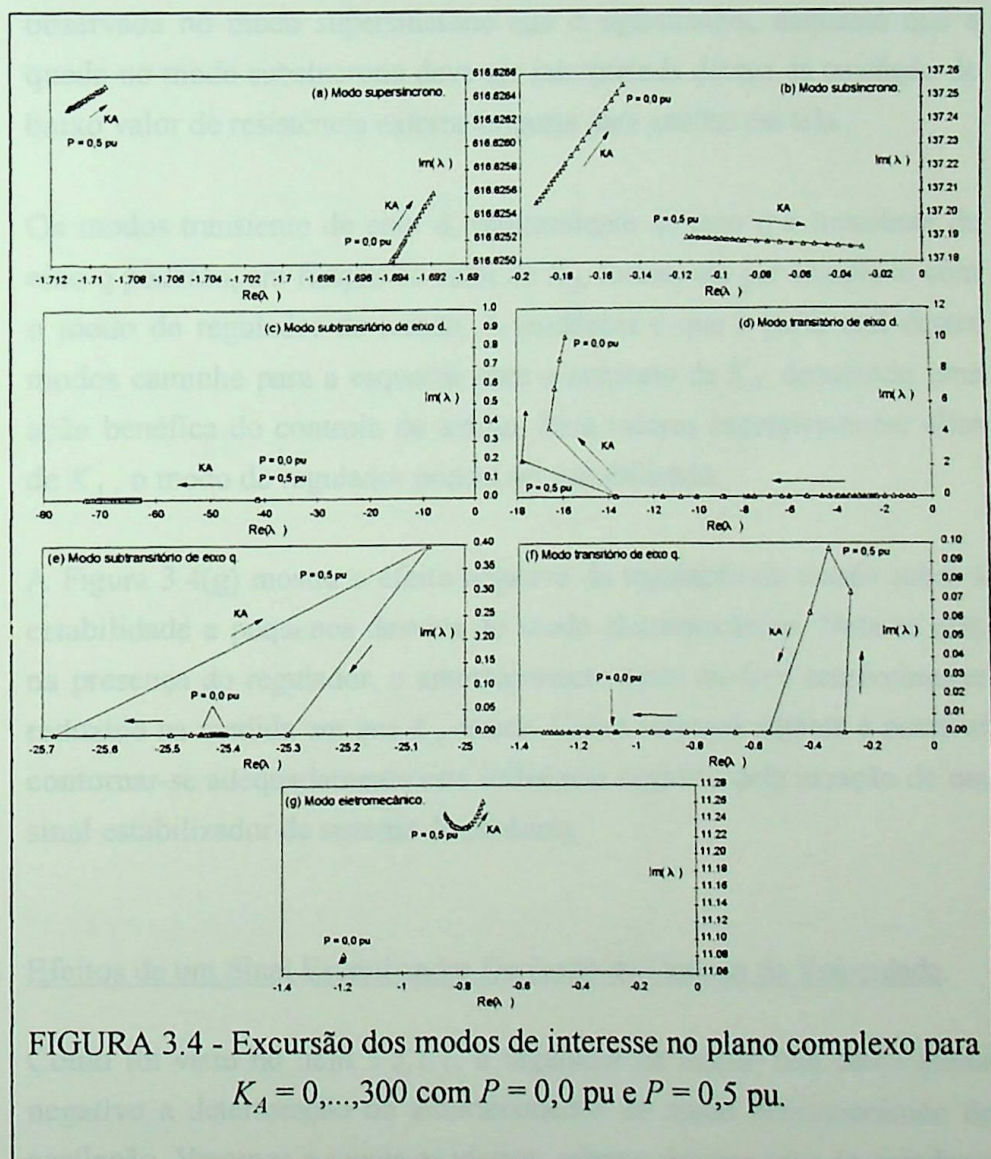
Tome-se agora como referência os casos das Tabelas 3.5(b) e 3.6(b). Para facilidade de comparação e análise os autovalores correspondentes a estes casos estão tabelados na Tabela 3.8, associados à cada um dos modos de resposta de interesse.

TABELA 3.8		
Modo	Autovalor	
	Tabela 3.5(b)	Tabela 3.6(b)
supersíncrono	-1,71113±j616,62632	-1,71049±j616,62639
subsíncrono	-0,11667±j137,19096	-0,08758±j137,18945
eletromecânico	-0,85680±j11,24703	-0,81479±j11,23058
subtransiente d	-41,21981	-65,73539
transiente d	-0,29141	-0,99390
subtransiente q	-25,41942	-25,42836
transiente q	-2,41707	-4,63871

O regulador de tensão atua no enrolamento de campo. Portanto, seus efeitos devem ser mais percebidos no desempenho dos enrolamentos de eixo d da máquina. Lemay [138] mostra um resultado em que, de fato, o autovalor associado ao amortecedor de eixo q não é afetado pelo controle de campo. Entretanto, aquele resultado está relacionado ao desempenho do rotor de um gerador hidráulico, para o qual, em função da assimetria do rotor, os fenômenos segundo o eixo d e segundo o eixo q possuem um

apreciável grau de desacoplamento. Um dos efeitos a se ressaltar pela análise da Tabela 3.8, diz respeito à mudança experimentada pelo autovalor associado ao amortecedor de eixo d, relativo ao desempenho subtransitário de eixo d. A variação observada indica que, para a máquina regulada, a constante de tempo subtransitória de eixo direto é sensivelmente menor.

No caso do gerador exemplo deste capítulo, o que se observa da análise da Tabela 3.8 é que subtransitoriamente o controle de campo não afeta o amortecedor de eixo q.



Porém, transitoriamente, existe um efeito sensível da ação do controle de campo sobre o amortecedor de eixo q. Isto pode ser explicado pelo fato de o gerador do exemplo ser de pólos lisos, para o qual a assimetria do

rotor é pequena. Os efeitos anteriormente descritos podem ser melhor percebidos através da Figura 3.4, que mostra a excursão dos modos do gerador no plano complexo quando se varia o ganho do regulador de K_A para $P = 0,0$ pu e $P = 0,5$ pu. O conjunto de valores discretos adotados para K_A é dado abaixo:

$$K_A = \{0, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100, 120, 140, 160, 180, 200, 220, 240, 260, 280, 300\}$$

Para os modos elétricos subsíncrono e supersíncrono observa-se uma queda de amortecimento na medida em que K_A aumenta. A queda observada no modo supersíncrono não é significativa, enquanto que a queda no modo subsíncrono deve ser interpretada dentro da condição de baixo valor de resistência externa imposta para análise em tela.

Os modos transiente de eixo d, subtransiente de eixo q e transiente de eixo q poderão, em função do valor de K_A , formar um par complexo com o modo do regulador de tensão. A tendência é que a parte real destes modos caminhe para a esquerda com o aumento de K_A , denotando uma ação benéfica do controle de tensão. Para valores excessivamente altos de K_A , o modo do regulador poderá ser instabilizado.

A Figura 3.4(g) mostra o efeito negativo da regulação de tensão sobre a estabilidade a pequenos desvios do modo eletromecânico. Nota-se que, na presença do regulador, o amortecimento deste modo é sensivelmente reduzido na medida em que K_A cresce. Como veremos adiante é possível contornar-se adequadamente esta influência negativa pela atuação de um sinal estabilizador de sistema de potência.

3.3.3- Efeitos de um Sinal Estabilizador Derivado de Desvios de Velocidade.

Como foi visto no item 3.3.2.1, o regulador de tensão tem como efeito negativo a deterioração do amortecimento do modo eletromecânico de oscilação. Veremos a seguir os efeitos, sobre o desempenho do gerador a pequenos desvios, de um sinal estabilizador derivado dos desvios de velocidade do rotor. Neste item será focado o amortecimento do modo eletromecânico. Posteriormente será verificado o efeito deste tipo de sinal sobre a instabilidade dos modos torsionais do eixo do gerador.

A estrutura de estabilização suplementar adotada para o modo eletromecânico do gerador é aquela da Figura 3.5, na qual estão apontadas as variáveis de estado introduzidas pelo controle. Esta estrutura é constituída por um ganho, um bloco "wash-out", dois blocos avanço-atraso, para ajuste de compensação de fase e um bloco, sem efeito dinâmico relevante, representativo da filtragem de sinais em alta frequência (ruídos).

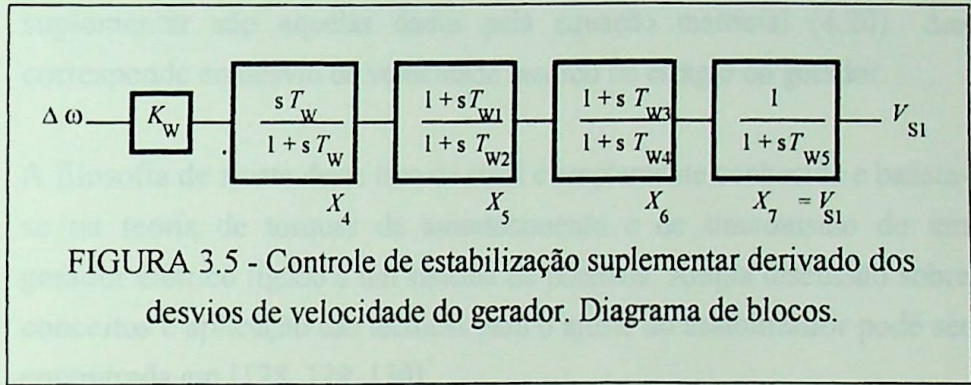


FIGURA 3.5 - Controle de estabilização suplementar derivado dos desvios de velocidade do gerador. Diagrama de blocos.

O vetor de estado passa a ser:

$$\Delta X]' = \left[\Delta v_{cd}, \Delta v_{cq}, \Delta i_d, \Delta i_f, \Delta i_{kd}, \Delta i_q, \Delta i_{kq1}, \Delta i_{kq2}, \right. \\ \left. \Delta \delta_1, \dots, \Delta \delta_n, \Delta \omega_1, \dots, \Delta \omega_n, X_1, X_2, \Delta E_{fd}, \right. \\ \left. X_4, X_5, X_6, V_{S1} \right]$$

Portanto, a ordem do sistema, com o estabilizador representado, é acrescida de quatro.

A Tabela 3.9 apresenta os dados de referência a serem utilizados para o estabilizador.

TABELA 3.9 Parâmetros do Estabilizador Derivado de Velocidade.						
K_W	T_W	T_{W1}	T_{W2}	T_{W3}	T_{W4}	T_{W5}
16	5,0	0,165	0,055	0,165	0,055	0,03

As equações descritivas da dinâmica do controle de estabilização suplementar são aquelas dadas pela equação matricial (4.20). $\Delta\omega$ corresponde ao desvio de velocidade medido no estágio do gerador.

A filosofia de ajuste deste tipo de sinal é amplamente conhecida e baseia-se na teoria de torques de amortecimento e de sincronismo de um gerador elétrico ligado a um sistema de potência. Ampla discussão sobre conceitos e aplicação das técnicas para o ajuste do estabilizador pode ser encontrada em [128, 129, 130].

Basicamente, o objetivo deste sinal é o de modular o controle de tensão do gerador de modo a criar uma componente de torque elétrico em fase com os desvios de velocidade do rotor e desta forma prover amortecimento para as oscilações eletromecânicas. Isto pode ser feito com sucesso através da utilização de um sinal de controle derivado dos desvios de velocidade do gerador, dando-se a este sinal um ajuste de fase adequado de forma a compensar o efeito de defasamento introduzido pelo controle de tensão e pelo campo da máquina síncrona.

3.3.3.1- Sensibilidade com Relação ao Ganho do Estabilizador.

A Figura 3.6 apresenta o efeito da variação do ganho do estabilizador sobre o comportamento do gerador a pequenos desvios. O conjunto de valores discretos adotados para K_W é dado a seguir:

$$K_W = \{0, 1, 2, 4, 6, 8, 10, 12, 14, 16, 18, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100\}$$

As condições adotadas para cálculo desta sensibilidade são:

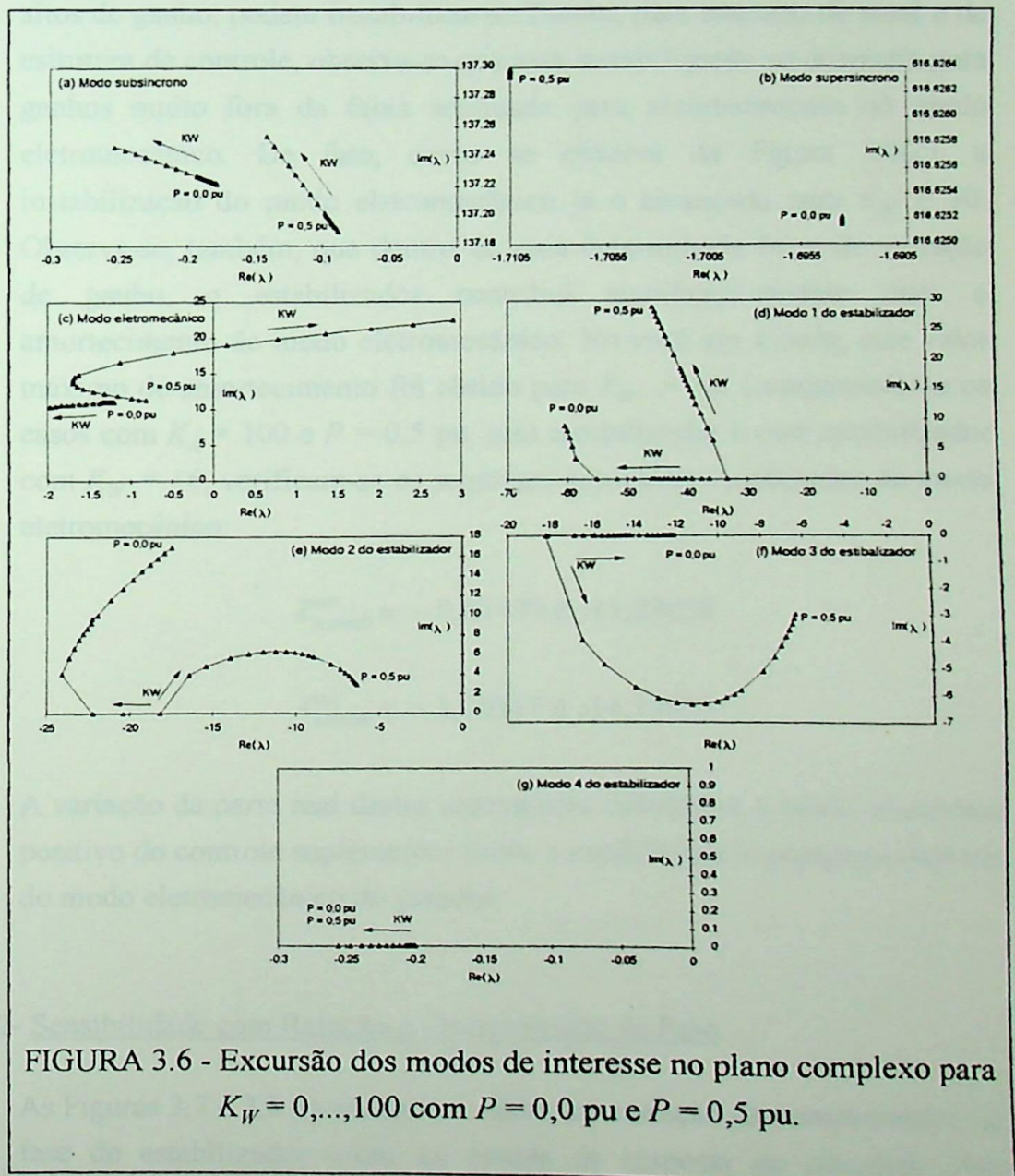
Ganho do regulador de tensão - $K_A = 100$.

Grau de compensação série - $k_{cps} = 0,5$.

Condições operativas do gerador:

a) $P = 0,0$ pu $Q = 0,1$ pu $V_t = 1,05$ pu

b) $P = 0,5$ pu $Q = 0,1$ pu $V_t = 1,05$ pu



As Figuras 3.6(a) e 3.6(b) mostram o efeito pouco significativo da variação do ganho do estabilizador sobre os modos elétricos supersíncrono e subsíncrono. Como constatado por Lemay [138], o ganho do estabilizador praticamente não afeta os modos elétricos em uma rede sem compensação série. Na presença da compensação, quando o modo de 60 Hz passa a ser modulado pelo modo elétrico subsíncrono, esta conclusão permanece válida.

Os modos associados ao desempenho do controle propriamente dito, Figuras 3.6(d) a 3.6(g), apresentam comportamento estável ao longo de toda a gama de valores de K_W . Para a condição de $P = 0,5$ pu, os modos 2 e 3 do estabilizador formam um par complexo que, para valores muito altos de ganho, podem instabilizar-se. Porém, para este tipo de sinal e de estrutura de controle, observa-se que esta instabilização só ocorreria para ganhos muito fora da faixa adequada para amortecimento do modo eletromecânico. De fato, como se observa da Figura 3.6(c), a instabilização do modo eletromecânico já é alcançada para $K_W \geq 50$. Observa-se, também, que dentro de uma determinada faixa de variação de ganho, o estabilizador contribui significativamente para o amortecimento do modo eletromecânico. No caso em estudo, este valor máximo de amortecimento foi obtido para $K_W = 16$. Comparando-se os casos com $K_A = 100$ e $P = 0,5$ pu, sem estabilizador e com estabilizador com $K_W = 16$, verificam-se os seguintes autovalores associados ao modo eletromecânico:

$$\lambda_{s/estab}^{mec} = -0,81479 \pm j11,23058$$

$$\lambda_{c/estab}^{mec} = -1,70217 \pm j14,15855$$

A variação da parte real destes autovalores demonstra o efeito altamente positivo do controle suplementar sobre a estabilidade a pequenos desvios do modo eletromecânico do gerador.

3.3.3.2- Sensibilidade com Relação à Compensação de Fase.

As Figuras 3.7 e 3.8 apresentam o efeito da variação da compensação de fase do estabilizador sobre os modos de resposta de interesse. Para

obtenção destas curvas foram utilizadas as mesmas condições do item 3.3.3.1 e adotadas as seguinte premissas:

- a) Variações iguais para T_{W1} e T_{W3} , com $T_{W2} = T_{W4} = cte$, para sensibilidade com relação à compensação de avanço de fase (Figura 3.7).
- b) Variações iguais para T_{W2} e T_{W4} , com $T_{W1} = T_{W3} = cte$, para sensibilidade com relação à compensação de atraso de fase (Figura 3.8).
- c) $K_W = 16$.

Os conjuntos de valores adotados para variação dos pares (T_{W1}, T_{W3}) e (T_{W2}, T_{W4}) , foram:

$$T_{W1} = T_{W3} = \{0,125; \dots; 0,505\}; \Delta = 0,010$$

$$T_{W2} = T_{W4} = \{0,005; \dots; 0,385\}; \Delta = 0,010$$

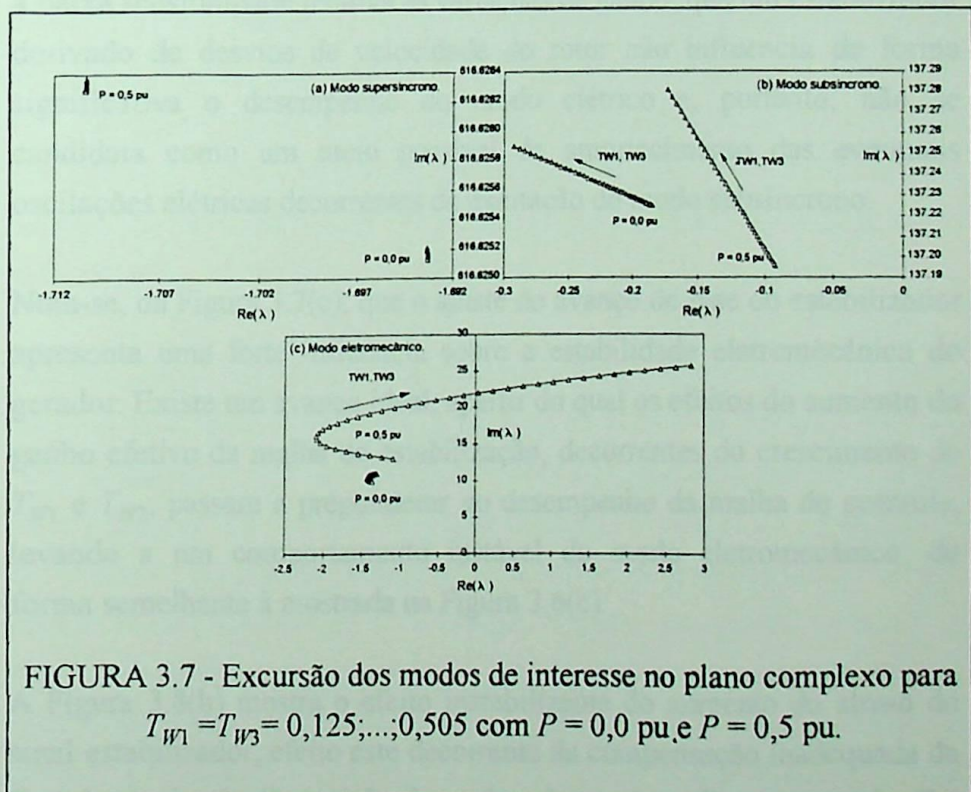
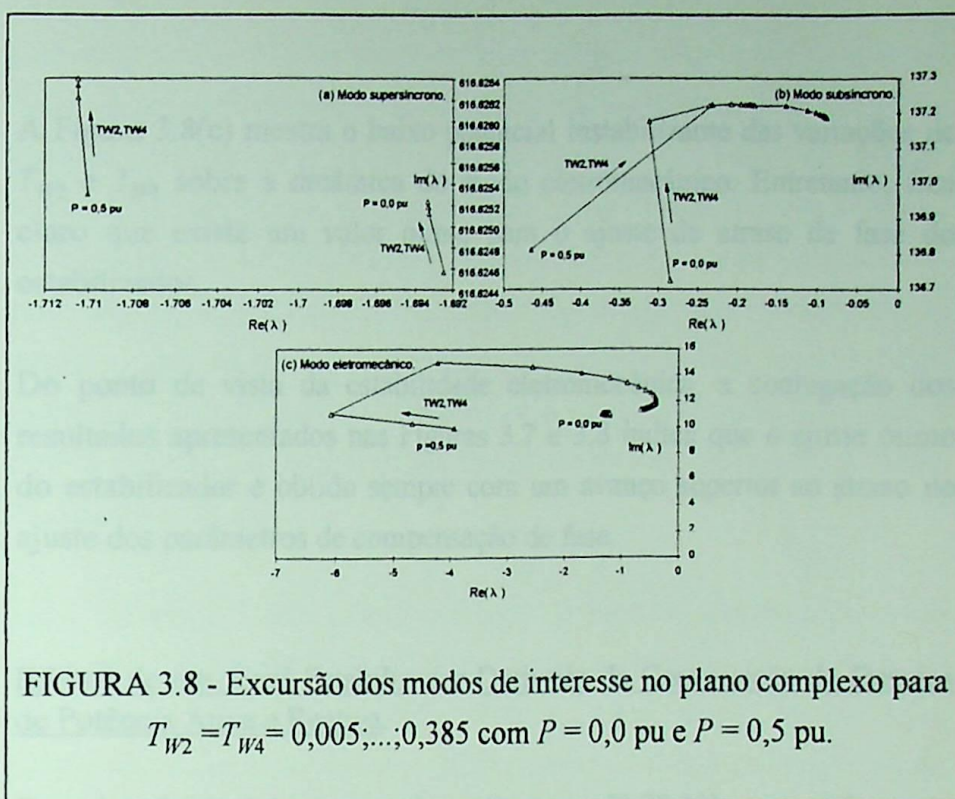


FIGURA 3.7 - Excursão dos modos de interesse no plano complexo para $T_{W1} = T_{W3} = 0,125; \dots; 0,505$ com $P = 0,0$ pu e $P = 0,5$ pu.



As Figuras 3.7 e 3.8 mostram o efeito marginal do ajuste de fase sobre a instabilidade do modo elétrico subsíncrono, indicando, em conjunto com a baixa sensibilidade relativa às variações de ganho, que um estabilizador derivado de desvios de velocidade do rotor não influencia de forma significativa o desempenho do modo elétrico e, portanto, não se candidata como um meio possível de amortecimento das eventuais oscilações elétricas decorrentes da excitação do modo subsíncrono.

Nota-se, da Figura 3.7(c), que o ajuste do avanço de fase do estabilizador apresenta uma forte influência sobre a estabilidade eletromecânica do gerador. Existe um avanço ideal, a partir do qual os efeitos do aumento do ganho efetivo da malha de estabilização, decorrentes do crescimento de T_{W1} e T_{W2} , passam a preponderar no desempenho da malha de controle, levando a um comportamento instável do modo eletromecânico, de forma semelhante à mostrada na Figura 3.6(c).

A Figura 3.8(b) mostra o efeito instabilizante do aumento do atraso do sinal estabilizador, efeito este decorrente da compensação inadequada da fase do sinal e da diminuição do ganho efetivo da malha de controle. Tal sensibilidade, entretanto, não pode ser considerada suficientemente significativa de forma a influir decisivamente na instabilidade do modo elétrico subsíncrono.

A Figura 3.8(c) mostra o baixo potencial instabilizante das variações de T_{W2} e T_{W4} sobre a dinâmica do modo eletromecânico. Entretanto, fica claro que existe um valor ótimo para o ajuste de atraso de fase do estabilizador.

Do ponto de vista da estabilidade eletromecânica, a conjugação dos resultados apresentados nas Figuras 3.7 e 3.8 indica que o ajuste ótimo do estabilizador é obtido sempre com um avanço superior ao atraso no ajuste dos parâmetros de compensação de fase.

3.3.4- Efeitos de um Sinal Estabilizador Derivado da Composição de Desvios de Potência Ativa e Reativa.

Este tipo de sinal é apresentado na literatura [9,28,41] com sendo capaz de diminuir ou mesmo suprimir a instabilidade conhecida como efeito de gerador de indução (instabilidade do modo elétrico subsíncrono).

Como fica demonstrado da leitura da literatura citada, através da atuação de um sinal deste tipo, convenientemente ajustado, é possível amortecer as oscilações elétricas oriundas da excitação do modo elétrico subsíncrono. Como referência aos resultados que serão apresentados adiante vale apontar alguns comentários registrados nas discussões sobre este tema.

Em [9], onde está apresentada uma proposta de estabilização do modo elétrico através da modulação do controle de campo da máquina por um sinal derivado de desvios de potência reativa, Concordia apontava como séria a omissão da dinâmica torsional do rotor na análise do desempenho deste sinal, pois sua efetividade poderia ser muito pequena diante de um problema de ressonância subsíncrona, quando os modos elétricos e mecânicos interagem de modo a realimentarem as oscilações. Estas oscilações envolvem elevadas trocas de energia entre o sistema elétrico e o sistema mecânico, o que exigiria um esforço de controle pouco factível de ser obtido com o método proposto. Nesta dissertação o efeito da dinâmica torsional é levado em conta.

Lemay questiona a filosofia de controle adotada tendo em vista que um sinal de potência reativa pode ser prejudicial à estabilidade dinâmica do sistema, por interferir na atuação do controle de tensão do gerador tornando-o mais lento e, também, pela característica inerente à função de transferência escolhida para o controle que, por produzir oscilações de potência de baixa frequência, poderia contribuir com amortecimento negativo para os modos oscilatórios entre usinas em um sistema multi-máquinas. Lemay também questionava a habilidade deste sinal para o amortecimento de oscilações torsionais da forma com sugeriam Saito, Mukae e Murotani[9].

Oii e Sartawi [28] estenderam o escopo do controle apresentado em [9] propondo como sinal de controle uma combinação de desvios de potência ativa e de potência reativa. Além disso, apresentaram importante contribuição para o entendimento da forma como o processo de amortecimento do modo elétrico se desenvolvia e propuseram uma metodologia para o ajuste do estabilizador baseada no entendimento físico da questão. Posteriormente, Sartawi e Oii [41] apresentaram estudos nos quais mostravam o desempenho do controle proposto, sua efetividade, suas limitações e o caráter complementar de sua ação quando atuando em conjunto com outras medidas de mitigação de RSS. As conclusões de destaque do estudo podem ser resumidas como se segue:

- a) O sinal derivado da combinação de desvios de potência ativa e de potência reativa pode ser efetivo quando as perturbações são de pequena monta.
- b) A capacidade de controle das oscilações subsíncronas originadas por sincronização fora de fase ou faltas trifásicas envolvendo a terra, fica limitada pelo teto do regulador de tensão.
- c) A ação conjunta de um controle como o proposto e uma medida supressora, como por exemplo um resistor não-linear em paralelo com o capacitor série, pode ser eficaz no controle de pequenas e grandes perturbações envolvendo RSS.

O estabilizador para amortecimento de oscilações subsíncronas é conhecido como "Negative Damping Stabilizer" ou, simplesmente, NDS.

3.3.4.1- Filosofia de Ajuste do NDS.

Os conceitos envolvidos com a filosofia de ajuste do estabilizador NDS estão apresentados em [28].

Basicamente o objetivo do controle de estabilização é fazer com que, na frequência de oscilação subsíncrona, o regime de motor prepondere sobre o regime de gerador na máquina síncrona. Isto é conseguido através da modulação da tensão de campo.

A frequência do sinal de modulação deve ser tal que:

$$\omega_c = \omega_s - \omega_n \quad (3.6)$$

Para que seja possível que o regime de motor prepondere sobre o regime de gerador na frequência do modo subsíncrono, a componente de fluxo resultante de rotor, F_r , deve manter uma relação de fase com o fluxo de entreferro, F_s , devido às correntes subsíncronas presentes nos enrolamentos da armadura da máquina, tal que o torque elétrico resultante da interação entre estes dois fluxos, dado por (3.7), caia no regime de motorização.

$$T_e = -F_s F_r \sin \delta \quad (3.7)$$

A condição de motorização será alcançada quando:

$$180^\circ < \delta < 360^\circ \text{ elétricos} \quad (3.8)$$

A possibilidade de estabelecimento do regime de motor depende não somente da fase entre os fluxos, como também da capacidade do controle em estabelecer uma modulação da tensão de campo de magnitude suficiente. Esta magnitude, em última análise, definirá um setor no qual será possível obter o efeito desejado sobre o regime de funcionamento da máquina elétrica.

Veremos, a seguir, os efeitos de um sinal do tipo NDS sobre a estabilidade do modo elétrico subsíncrono quando $k_{cps} = 0,56$. Posteriormente, verificaremos sua influência quando se considera o efeito de interação torsional.

O diagrama de blocos do estabilizador para o modo subsíncrono é dado na Figura 3.9, na qual também estão indicadas as novas variáveis de estado introduzidas pelo controle e a forma do sinal utilizado para modulação do controle de campo do gerador.

Com a representação do NDS a ordem do sistema é acrescida de três e o vetor de estado passa a ser:

$$\Delta X]' = [\Delta v_{cd}, \Delta v_{cq}, \Delta i_d, \Delta i_f, \Delta i_{kd}, \Delta i_q, \Delta i_{kq_1}, \Delta i_{kq_2}, \Delta \delta_1, \dots, \Delta \delta_n, \Delta \omega_1, \dots, \Delta \omega_n, X_1, X_2, \Delta E_{fd}, X_4, X_5, X_6, V_{S1}, X_8, X_9, V_{S2},]$$

Os dados de referência para o NDS estão apresentados na Tabela 3.10.

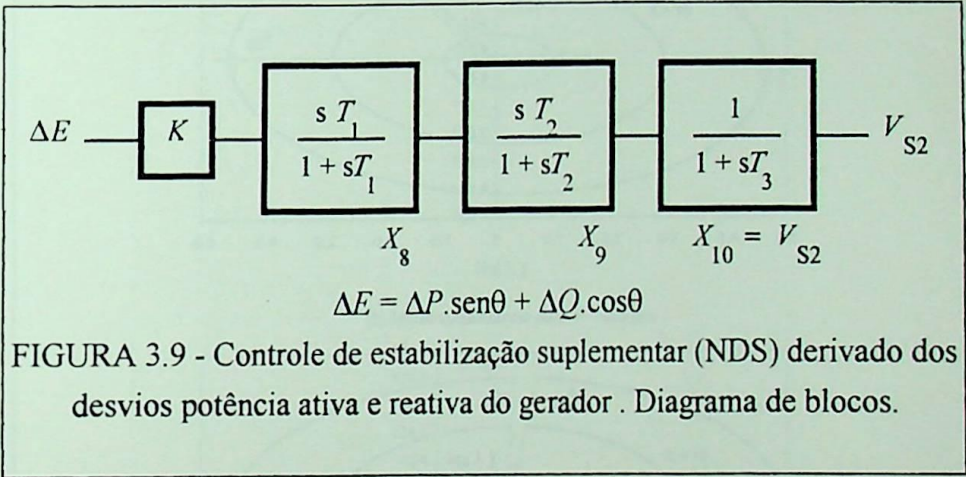


FIGURA 3.9 - Controle de estabilização suplementar (NDS) derivado dos desvios potência ativa e reativa do gerador . Diagrama de blocos.

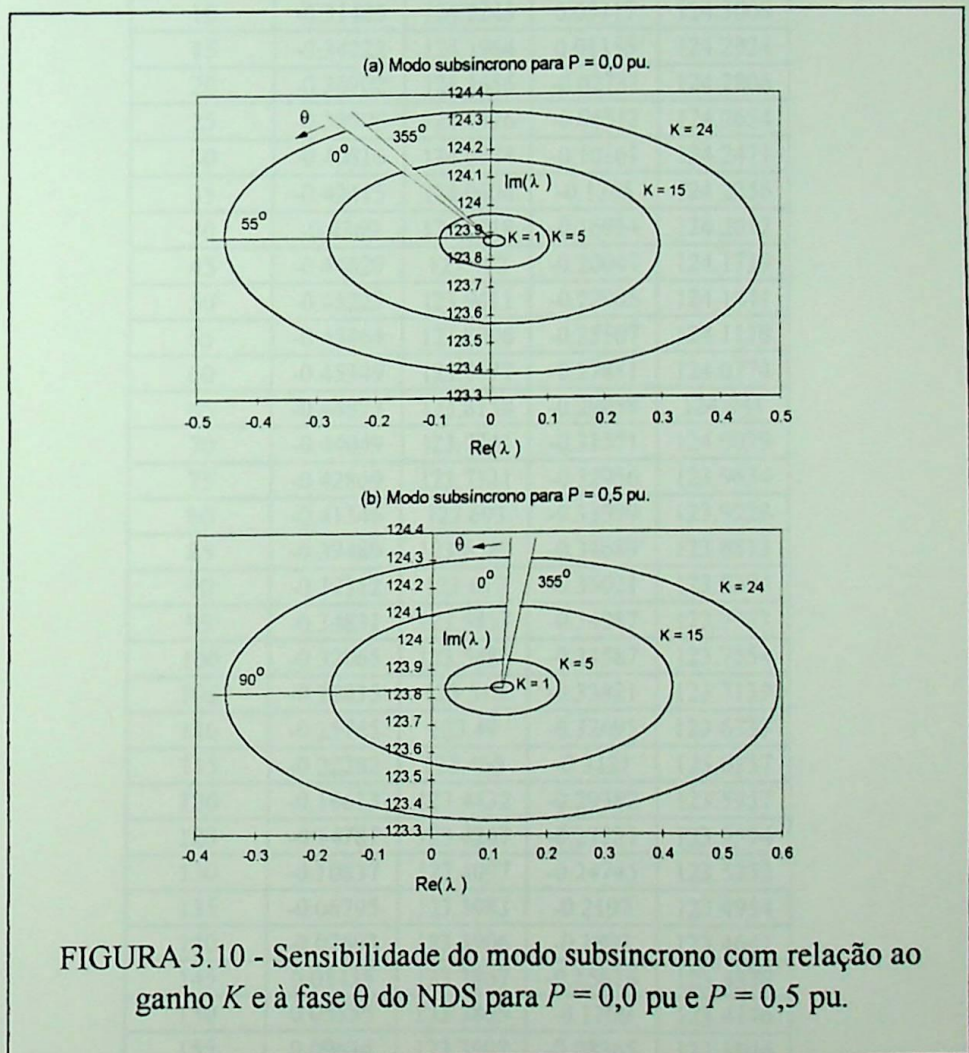
TABELA 3.10 Parâmetros do NDS.				
K	T_1	T_2	T_3	θ
15	0,017	0.033	0,010	0º

Na Figura 3.9, θ é um parâmetro ajustável através do qual é possível variar-se a fase do sinal de estabilização.

As equação matricial (4.24) descreve a dinâmica deste controle e a equação (4.25) indica como este sinal se integra ao restante do modelo do sistema.

3.3.4.2- Sensibilidade dos Ajustes de Ganho e de Fase do NDS.

A Figura 3.10 apresenta a excursão do modo subsíncrono no plano complexo a medida em que o ganho K e a fase θ do sinal estabilizador NDS são variados.



A Tabela 3.11 apresenta, numericamente, a evolução do modo subsíncrono para $P = 0,0$ pu e $P = 0,5$ pu a medida que θ varia entre 0° e 360° . A análise desta tabela permite identificar o setor controlável para o modo subsíncrono nas duas condições de carga estudadas.

TABELA 3.11
Excursão do Modo Subsíncrono Para $\theta = 0 \dots 355^\circ$ com
 $P = 0,0$ pu e $P = 0,5$ pu. $K = 24$.

θ (graus)	Modo Subsíncrono (λ)			
	$P = 0,0$ pu		$P = 0,5$ pu	
	Re(λ)	Im(λ)	Re(λ)	Im(λ)
0	-0.25331	124.2725	0.1316	124.3073
5	-0.28514	124.25	0.09129	124.3058
10	-0.31485	124.2245	0.05117	124.3008
15	-0.34222	124.1964	0.01155	124.2924
20	-0.36702	124.1656	-0.02731	124.2806
25	-0.38906	124.1326	-0.06513	124.2654
30	-0.40816	124.0974	-0.10161	124.2471
35	-0.42415	124.0604	-0.1365	124.2256
40	-0.4369	124.0218	-0.16954	124.2012
45	-0.44629	123.982	-0.20047	124.1739
50	-0.45223	123.9411	-0.22905	124.1441
55	-0.45464	123.8996	-0.25507	124.1118
60	-0.45349	123.8577	-0.27831	124.0774
65	-0.44877	123.8158	-0.29858	124.041
70	-0.44049	123.7741	-0.31571	124.0029
75	-0.42869	123.7331	-0.32956	123.9634
80	-0.41346	123.693	-0.33999	123.9228
85	-0.39489	123.6542	-0.34689	123.8813
90	-0.37312	123.617	-0.35021	123.8394
95	-0.34831	123.5817	-0.34987	123.7973
100	-0.32065	123.5486	-0.34587	123.7554
105	-0.29035	123.518	-0.33821	123.7139
110	-0.25765	123.49	-0.32693	123.6733
115	-0.22282	123.465	-0.3121	123.6337
120	-0.18613	123.4432	-0.29382	123.5957
125	-0.14787	123.4247	-0.27221	123.5594
130	-0.10837	123.4097	-0.24745	123.5252
135	-0.06795	123.3983	-0.2197	123.4934
140	-0.02693	123.3906	-0.1892	123.4641
145	0.01435	123.3867	-0.15618	123.4378
150	0.05555	123.3865	-0.1209	123.4146
155	0.09634	123.3902	-0.08365	123.3946
160	0.13638	123.3975	-0.04474	123.3781
165	0.17536	123.4086	-0.00448	123.3653
170	0.21296	123.4232	0.0368	123.3561
175	0.24889	123.4412	0.07876	123.3507

TABELA 3.11				
(continuação)				
θ (graus)	Modo Subsíncrono (λ)			
	$P = 0,0$ pu		$P = 0,5$ pu	
	Re(λ)	Im(λ)	Re(λ)	Im(λ)
180	0.28287	123.4625	0.12105	123.3492
185	0.31464	123.4869	0.16332	123.3514
190	0.34395	123.5141	0.20524	123.3575
195	0.3706	123.5441	0.24645	123.3673
200	0.39439	123.5764	0.28663	123.3808
205	0.41515	123.6109	0.32545	123.3978
210	0.43274	123.6472	0.36261	123.4181
215	0.44704	123.6851	0.39783	123.4417
220	0.45797	123.7243	0.43082	123.4682
225	0.46546	123.7644	0.46135	123.4976
230	0.46947	123.8053	0.48917	123.5294
235	0.47001	123.8464	0.51411	123.5635
240	0.46708	123.8877	0.53597	123.5995
245	0.46072	123.9286	0.55461	123.6372
250	0.45101	123.9691	0.5699	123.6764
255	0.43803	124.0086	0.58176	123.7165
260	0.42189	124.0471	0.59011	123.7575
265	0.40272	124.0841	0.59492	123.7989
270	0.38067	124.1194	0.59617	123.8404
275	0.35592	124.1529	0.59388	123.8818
280	0.32866	124.1842	0.58808	123.9226
285	0.29907	124.2131	0.57884	123.9627
290	0.26739	124.2394	0.56624	124.0017
295	0.23383	124.263	0.55039	124.0394
300	0.19865	124.2836	0.53142	124.0755
305	0.16209	124.3012	0.50949	124.1097
310	0.12442	124.3156	0.48476	124.1417
315	0.08589	124.3267	0.45742	124.1715
320	0.0468	124.3344	0.42767	124.1988
325	0.0074	124.3387	0.39574	124.2233
330	-0.03202	124.3396	0.36184	124.2449
335	-0.07117	124.3369	0.32623	124.2635
340	-0.10978	124.3307	0.28915	124.279
345	-0.14757	124.3212	0.25088	124.2911
350	-0.18427	124.3082	0.21168	124.3
355	-0.2196	124.2919	0.17183	124.3054

Para a condição em vazio, o setor de controlabilidade do modo subsíncrono estende-se de $\theta = -30^\circ$ a $\theta = +140^\circ$, sendo a máxima efetividade do controle atingida para $\theta = 55^\circ$ e $K = 24$.

Para a condição de gerador em carga, observa-se um deslocamento do setor de controlabilidade para a direita, indicando o efeito do carregamento sobre a estabilidade do modo subsíncrono. Nesta condição, o setor de controlabilidade é reduzido, estendendo-se de $\theta = +20^\circ$ a $\theta = +165^\circ$, com a máxima efetividade de controle atingida para $\theta = 90^\circ$ e $K = 24$.

Um ajuste robusto para o estabilizador seria aquele que permitisse ao sistema excursionar ao longo das diferentes condições de carga, mantendo um amortecimento positivo e de magnitude suficiente para garantir a estabilidade do modo elétrico subsíncrono. Para as condições retratadas este ajuste seria possível, por exemplo, com $K = 24$ e θ entre 70° e 100° , se fosse adotado como critério $\text{Re}(\lambda) \leq -0,3$.

O modelo computacional desenvolvido para esta dissertação permite investigar, para um sistema máquina barra-infinita e rede R-L-C série, toda a gama de condições operativas possíveis para o gerador, mantendo-se livre a excursão de potência reativa ou fixando-se o fator de potência do gerador, como no caso em tela.

A sensibilidade apresentada caracteriza os efeitos da variação do ganho e do ajuste de fase do estabilizador sobre a instabilidade do modo elétrico subsíncrono, demonstrando a possibilidade de sua estabilização através do NDS. A Tabela 3.13 apresenta os autovalores para o sistema completo para as condições de carga estudadas com $K = 24$, $\theta = 85^\circ$, permitindo avaliar-se o efeito deste estabilizador sobre os demais modos do sistema. Os parâmetros utilizados para os demais componentes do sistema são os de referência, apresentados nas Tabelas 3.2, 3.7 e 3.9. Para facilitar a comparação, a Tabela 3.12 apresenta os autovalores do sistema sem a presença do NDS.

O sistema com a representação do NDS apresenta 20 estados, contra 17 do sistema sem NDS, correspondendo estes estados adicionais às variáveis introduzidas pelo controle. A comparação entre as Tabelas 3.12 e 3.13 evidencia a estabilização do modo elétrico subsíncrono e mostra, para o caso do estudo, um benefício adicional do estabilizador sobre o modo eletromecânico resultante da combinação do sinal de potência ativa

TABELA 3. 12
Autovalores do Sistema Completo s/ NDS.
 $k_{cps} = 0,56$

$P = 0,0 \text{ pu}$				$P = 0,5 \text{ pu}$			
AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO - REPRESENTAÇÃO COMPLETA				AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO - REPRESENTAÇÃO COMPLETA			
-NO.-	REAL	IMAG	FREQ (HZ)	-NO.-	REAL	IMAG	FREQ (HZ)
1	-1.70268	629.94981	100.25963	1	-1.72035	629.95070	100.25977
2	-1.70268	-629.94981	100.25963	2	-1.72035	-629.95070	100.25977
3	-333.37508	0.00000	0.00000	3	-333.34478	0.00000	0.00000
4	0.00678	123.86878	19.71433	4	0.12219	123.83510	19.70897
5	0.00678	-123.86878	19.71433	5	0.12219	-123.83510	19.70897
6	-65.28693	0.00000	0.00000	6	-68.08248	0.00000	0.00000
7	-46.27776	0.00000	0.00000	7	-40.85587	17.29065	2.75189
8	-21.95646	10.20610	1.62435	8	-40.85587	-17.29065	2.75189
9	-21.95646	-10.20610	1.62435	9	-25.45009	0.00000	0.00000
10	-1.48849	11.38307	1.81167	10	-1.67006	14.79420	2.35457
11	-1.48849	-11.38307	1.81167	11	-1.67006	-14.79420	2.35457
12	-25.32427	0.00000	0.00000	12	-9.69872	5.99083	0.95347
13	-14.17531	0.00000	0.00000	13	-9.69872	-5.99083	0.95347
14	-4.23712	0.00000	0.00000	14	-4.61305	0.00000	0.00000
15	-0.29667	0.00000	0.00000	15	-0.84703	0.00000	0.00000
16	-0.20004	0.00000	0.00000	16	-0.20629	0.00000	0.00000
17	-1.07567	0.00000	0.00000	17	-0.34118	0.00000	0.00000

TABELA 3. 13
Autovalores do Sistema Completo c/ NDS.
 $k_{cps} = 0,56$

$P = 0,0 \text{ pu}$				$P = 0,5 \text{ pu}$			
AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO - REPRESENTAÇÃO COMPLETA				AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO - REPRESENTAÇÃO COMPLETA			
-NO.-	REAL	IMAG	FREQ (HZ)	-NO.-	REAL	IMAG	FREQ (HZ)
1	-1.69021	629.94864	100.25944	1	-1.71075	629.94138	100.25828
2	-1.69021	-629.94864	100.25944	2	-1.71075	-629.94138	100.25828
3	-333.37507	0.00000	0.00000	3	-333.34478	0.00000	0.00000
4	-0.39489	123.65423	19.68018	4	-0.34689	123.88134	19.71633
5	-0.39489	-123.65423	19.68018	5	-0.34689	-123.88134	19.71633
6	-102.07950	0.00000	0.00000	6	-91.79892	0.00000	0.00000
7	-63.60077	0.00000	0.00000	7	-82.93582	0.00000	0.00000
8	-51.60020	5.25191	0.83587	8	-61.53833	0.00000	0.00000
9	-51.60020	-5.25191	0.83587	9	-35.26562	17.43782	2.77532
10	-1.49335	11.36575	1.80891	10	-35.26562	-17.43782	2.77532
11	-1.49335	-11.36575	1.80891	11	-30.82518	0.00000	0.00000
12	-22.25763	10.18665	1.62125	12	-1.91649	15.18477	2.41673
13	-22.25763	-10.18665	1.62125	13	-1.91649	-15.18477	2.41673
14	-30.39304	0.00000	0.00000	14	-25.44870	0.00000	0.00000
15	-25.31630	0.00000	0.00000	15	-9.62501	6.25530	0.99556
16	-14.21072	0.00000	0.00000	16	-9.62501	-6.25530	0.99556
17	-4.22368	0.00000	0.00000	17	-4.59731	0.00000	0.00000
18	-0.29667	0.00000	0.00000	18	-0.84695	0.00000	0.00000
19	-0.20004	0.00000	0.00000	19	-0.20629	0.00000	0.00000
20	-1.07567	0.00000	0.00000	20	-0.34119	0.00000	0.00000

do NDS com o sinal de velocidade do estabilizador acarretando uma melhora no amortecimento do modo eletromecânico. Os demais modos do sistema não apresentam alteração significativa e os modos associados ao desempenho do NDS apresentam-se bem amortecidos, indicando uma coordenação adequada dos esforços de amortecimento introduzidos pelos controles suplementares, consequência dos ajustes escolhidos. Esta otimização de parâmetros de controle deve ser um dos objetivos a ser atingido pelo conjunto de ajustes pois, uma escolha pouco criteriosa, que vise apenas o amortecimento de um modo específico, pode excitar a instabilidade de algum outro modo por interação adversa entre os controles.

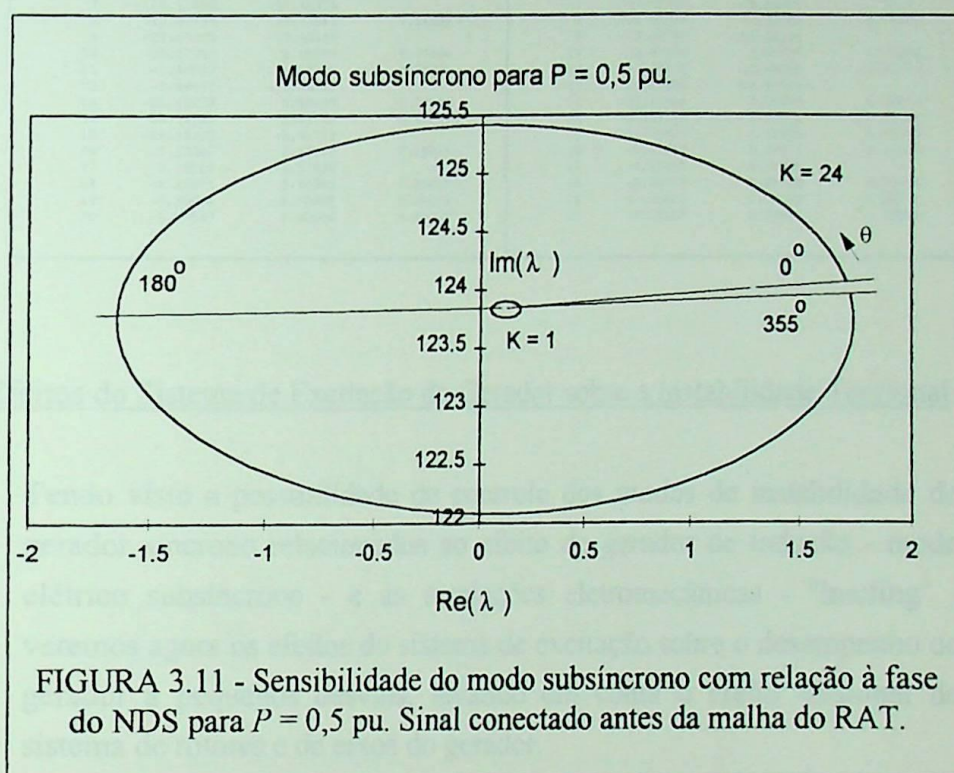
Suponhamos, por exemplo, que após o estudo de otimização de controles, tenha-se encontrado no campo uma dificuldade para se conectar o sinal de estabilização no ponto estudado, no caso em tela, após a malha do RAT. Mesmo assim, o sinal foi conectado junto à referência de tensão do regulador. A Tabela 3.14 apresenta os efeitos desta escolha sobre os modos do sistema.

TABELA 3. 14				Autovalores do Sistema Completo c/ NDS ligado antes do RAT.			
				$k_{cps} = 0,56$			
$P = 0,0 \text{ pu}$				$P = 0,5 \text{ pu}$			
AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO - REPRESENTAÇÃO COMPLETA				AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO - REPRESENTAÇÃO COMPLETA			
-NO.-	REAL----	IMAG----	FREQ----- (HZ)	-NO.-	REAL----	IMAG----	FREQ----- (HZ)
1	-1.70694	629.94756	100.25927	1	-1.72542	629.95168	100.25992
2	-1.70694	-629.94756		2	-1.72542	-629.95168	
3	-333.31974	0.00000	0.00000	3	-333.46450	0.00000	0.00000
4	-0.84093	125.18791	19.92427	4	0.09072	125.41875	19.96101
5	-0.84093	-125.18791		5	0.09072	-125.41875	
6	-101.96002	26.31142	4.18759	6	-121.76409	0.00000	0.00000
7	-101.96002	-26.31142		7	-75.54377	50.12334	8.00921
8	-27.53245	21.81503	3.47197	8	-75.54377	-50.12334	
9	-27.53245	-21.81503		9	-0.29018	19.49431	3.10262
10	-1.55373	11.24639	1.78992	10	-0.29018	-19.49431	
11	-1.55373	-11.24639		11	-32.89238	0.00000	0.00000
12	-31.71814	0.00000	0.00000	12	-25.44740	0.00000	0.00000
13	-26.00399	7.54873	1.20142	13	-20.08250	8.68177	1.38175
14	-26.00399	-7.54873		14	-20.08250	-8.68177	
15	-25.19812	0.00000	0.00000	15	-7.55102	7.60171	1.20985
16	-14.52359	0.00000	0.00000	16	-7.55102	-7.60171	
17	-4.12902	0.00000	0.00000	17	-4.49039	0.00000	0.00000
18	-0.29667	0.00000	0.00000	18	-0.84653	0.00000	0.00000
19	-0.20004	0.00000	0.00000	19	-0.20629	0.00000	0.00000
20	-1.07567	0.00000	0.00000	20	-0.34118	0.00000	0.00000

Em primeiro lugar, não se conseguiu a estabilização desejada para modo elétrico subsíncrono com o gerador em carga e, além disso, ocorreu um efeito negativo sobre o amortecimento do modo eletromecânico. O insucesso na estabilização do modo elétrico deve-se ao fato de que, ao ligar-se o NDS antes da malha de regulação de tensão, houve uma descompensação da fase do sinal em relação à determinada no estudo, já que o RAT introduz um atraso no sinal. O efeito negativo sobre o modo eletromecânico explica-se pelo fato de que o ganho efetivo da malha de regulação aumentou, o que, como já foi visto, provoca um efeito adverso sobre a estabilidade deste modo.

A Figura 3.11 mostra o novo setor de controlabilidade para o modo subsíncrono quando o NDS é ligado antes da malha do RAT. Observam-se dois efeitos importantes. Primeiramente, ocorreu um defasamento de 90° no setor de controlabilidade em relação ao caso com NDS ligado após o RAT, Figura 3.10(b). Tal deslocamento de fase deve-se à presença da malha do RAT no caminho do sinal de estabilização. Em segundo

lugar, o máximo amortecimento conseguido nesta nova situação foi maior do que o do caso da Figura 3.10(b) para os mesmos valores de ganho do NDS. Isto se explica pelo fato de que os ganhos do RAT e do NDS se compõem, aumentando o ganho efetivo da malha de controle, o que, no caso da estabilização do modo elétrico, representa um efeito desejado.



Um ajuste adequado nesta nova situação poderia ser obtido mudando-se o valor de θ para, por exemplo, 175° . A Tabela 3.15 apresenta os autovalores do sistema resultantes desta mudança.

Observa-se a estabilização do modo elétrico subsíncrono com um efeito reduzido sobre a instabilidade eletromecânica. Com a otimização dos parâmetros de ajuste, pode-se impactar menos ainda o modo eletromecânico. Uma solução de compromisso deve ser buscada entre o ganho e fase do NDS e o nível aceitável de amortecimento para o modo eletromecânico.

TABELA 3. 15
Autovalores do Sistema Completo c/ NDS ligado antes do RAT.
 $k_{cps} = 0,56; \theta = 175^{\circ}$.

$P = 0,0 \text{ pu}$				$P = 0,5 \text{ pu}$			
AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO - REPRESENTAÇÃO COMPLETA				AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO - REPRESENTAÇÃO COMPLETA			
-NO.-	---REAL---	---IMAG---	---FREQ--- (HZ)	-NO.-	---REAL---	---IMAG---	---FREQ--- (HZ)
1	-1.70011	629.94515	100.25888	1	-1.72043	629.94542	100.25893
2	-1.70011	-629.94515		2	-1.72043	-629.94542	
3	-333.09725	0.00000	0.00000	3	-332.99061	0.00000	0.00000
4	-1.53158	122.89261	19.55897	4	-1.63206	123.92339	19.72302
5	-1.53158	-122.89261		5	-1.63206	-123.92339	
6	-116.51052	37.45674	5.96143	6	-117.32746	39.23359	6.24422
7	-116.51052	-37.45674		7	-117.32746	-39.23359	
8	-23.67325	53.93449	8.59394	8	-22.81341	51.32105	8.16800
9	-23.67325	-53.93449		9	-22.81341	-51.32105	
10	-33.27259	0.00000	0.00000	10	-33.61503	0.00000	0.00000
11	-1.46052	11.44930	1.82221	11	-1.42430	13.68765	2.17846
12	-1.46052	-11.44930		12	-1.42430	-13.68765	
13	-25.41222	0.00000	0.00000	13	-23.10059	0.00000	0.00000
14	-18.14025	2.01712	0.32103	14	-25.39310	0.00000	0.00000
15	-18.14025	-2.01712		15	-11.79424	0.00000	0.00000
16	-5.13507	2.57400	0.40966	16	-5.61448	2.39893	0.38180
17	-5.13507	-2.57400		17	-5.61448	-2.39893	
18	-0.29671	0.00000	0.00000	18	-0.85179	0.00000	0.00000
19	-0.20004	0.00000	0.00000	19	-0.20629	0.00000	0.00000
20	-1.07567	0.00000	0.00000	20	-0.34117	0.00000	0.00000

3.4- Efeitos do Sistema de Excitação do Gerador sobre a Instabilidade Torsional.

Tendo visto a possibilidade de controle dos modos de instabilidade do gerador síncrono relacionados ao efeito de gerador de indução - modo elétrico subsíncrono - e às oscilações eletromecânicas - "hunting" - veremos agora os efeitos do sistema de excitação sobre o desempenho do gerador a pequenos desvios, levando em conta o efeito torsional do sistema de rotores e de eixos do gerador.

Conforme discutido no Capítulo 2, item 2.8.3, para caracterização da instabilidade torsional é necessário considerar a elasticidade do eixo do gerador, o que aumenta a ordem do modelo de estado do sistema a ser representado pelo aparecimento dos modos oscilatórios mecânicos do eixo. A consideração da elasticidade torsional influi decisivamente na fronteira de estabilidade do gerador diminuindo a área de operação estável, conforme exemplificado na Figura 2.7.

Veremos nos itens a seguir, os efeitos do sistema de excitação do gerador sobre estes modos oscilatórios e a possibilidade de influir sobre sua estabilidade através da estratégia de controle adotada.

3.4.1- Modos de Instabilidade Torsional.

A Tabela 3.16 apresenta os autovalores e autovetores para a resposta livre do sistema de eixos do gerador do estudo, cujos dados torsionais estão apresentados na Tabela 3.3.

TABELA 3.16

Resposta Livre do Eixo.

(a) AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO - ANALISE MODAL

-NO.-	---REAL---	---IMAG---	---FREQ---
			(HZ)
1	0.00000	0.00000	0.00000
2	9745.75980	0.00000	15.71187
3	16116.38356	0.00000	20.20477
4	25765.51858	0.00000	25.54698
5	41148.00483	0.00000	32.28453
6	88909.35499	0.00000	47.45630

(b) AUTOVETORES DA MATRIZ DE ESTADO - ANALISE MODAL

HP	0.3712E+00	-.8480E+00	0.4132E+00	-.1020E+01	-.4971E+00	0.6090E+00
IP	0.3712E+00	-.6370E+00	0.2432E+00	-.3491E+00	0.2514E-01	-.7734E+00
LPA	0.3712E+00	-.3737E+00	0.5660E-01	0.2344E+00	0.2893E+00	0.8761E-01
LPB	0.3712E+00	0.1219E+00	-.1485E+00	0.9739E-01	-.5755E+00	-.1633E-01
GEN	0.3712E+00	0.4072E+00	-.1407E+00	-.1693E+00	0.3571E+00	0.3450E-02
EXC	0.3712E+00	0.1093E+01	0.3760E+01	0.2571E+00	-.2166E+00	-.7304E-03

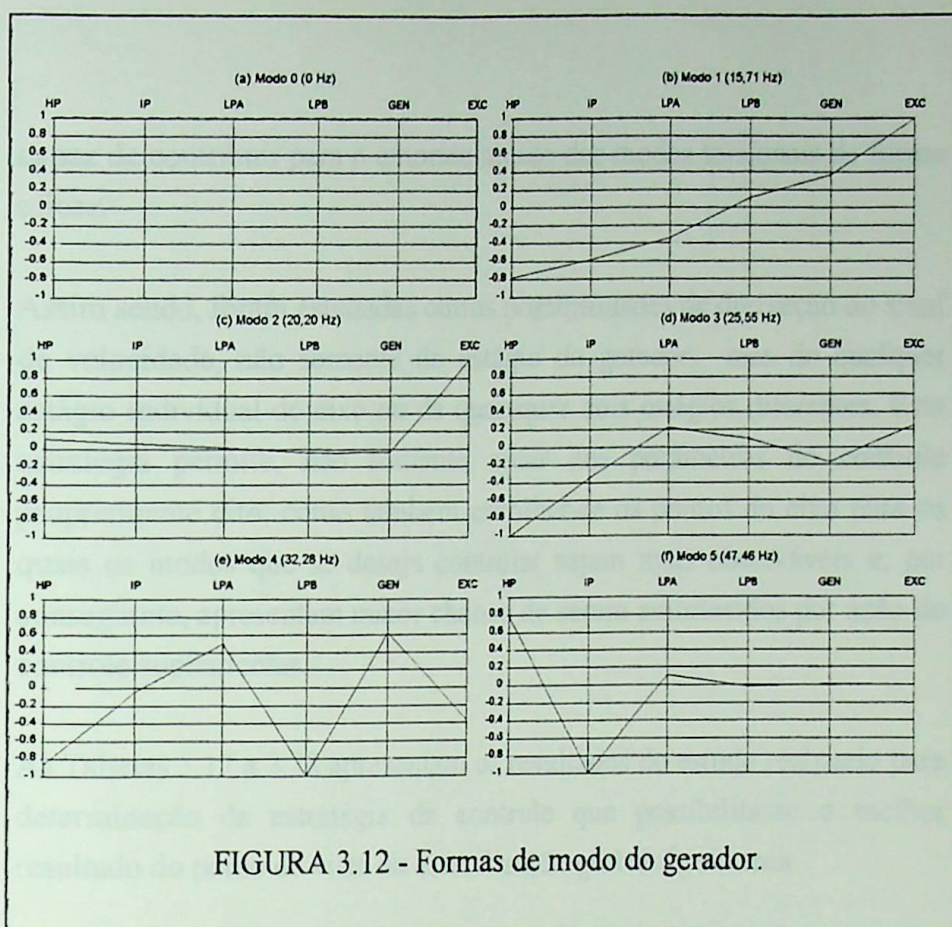
(c) AUTOVETORES DA MATRIZ DE ESTADO (NORMALIZADOS)- ANALISE MODAL

HP	0.1000E+01	-.7761E+00	0.1099E+00	-.1000E+01	-.8638E+00	0.7874E+00
IP	0.1000E+01	-.5830E+00	0.6468E-01	-.3422E+00	0.4368E-01	-.1000E+01
LPA	0.1000E+01	-.3420E+00	0.1505E-01	0.2297E+00	0.5027E+00	0.1133E+00
LPB	0.1000E+01	0.1115E+00	-.3949E-01	0.9545E-01	-.1000E+01	-.2111E-01
GEN	0.1000E+01	0.3727E+00	-.3742E-01	-.1660E+00	0.6205E+00	0.4461E-02
EXC	0.1000E+01	0.1000E+01	0.1000E+01	0.2520E+00	-.3763E+00	-.9444E-03

Na Tabela 3.16(a) estão apresentadas as frequências dos modos oscilatórios do eixo. Aparecem 5 modos oscilatórios variando na faixa aproximada de 15 a 48 Hz, indicando uma forte possibilidade de interação com o modo elétrico subsíncrono - aproximadamente 20 Hz conforme visto do rotor.

Nas Tabelas 3.16(b) e 3.16(c) estão apresentadas as componentes dos autovetores correspondentes a cada um dos modos do eixo. Estas componentes, conforme discutido no Capítulo 2, permitem obter as formas de modo do sistema de eixos e rotores bem como a participação relativa dos estágios individuais nos modos oscilatórios mecânicos.

A Figura 3.12 apresenta as formas de modo para o gerador do estudo.



A análise da Figura 3.12 indica que os modos podem ser classificados pela participação relativa da massa do gerador, na seguinte ordem: modo 0, modo 4, modo 1, modo 3, modo 2 e modo 5. Isto pode indicar, por exemplo, que será difícil atuar sobre a instabilidade dos modos 4 e 5 através de um sinal derivado dos desvios de velocidade do gerador.

3.4.2- Controle da Instabilidade Torsional.

O eixo do gerador do estudo apresenta grande potencial de instabilidade torsional, com possibilidade de levar o sistema a uma condição de ressonância subsíncrona, em vista de que três das frequências naturais a ele associadas serem bem próximas do modo complementar elétrico da rede.

Diante destas características e levando-se em conta a forma dos modos para o eixo do gerador, pode-se antecipar que uma tentativa de estabilização torsional via controle da excitação, através da realimentação dos desvios de velocidade do rotor do gerador, não seja

capaz de contribuir para o amortecimento dos modos torsionais de forma eficaz.

Assim sendo, foram estudadas outras possibilidades de derivação do sinal de velocidade, não somente do estágio do gerador, mas de qualquer estágio individual do eixo ou de quaisquer dois estágios diferentes. Esta estratégia permite, não somente atuar nos parâmetros do controle propriamente dito, como também escolher-se os pontos do eixo para os quais os modos que se deseja controlar sejam mais observáveis e, por conseguinte, apresentem maior chance de serem amortecidos por ação do controle suplementar.

As Tabelas 3.17 a 3.28 apresentam os resultados do estudo realizado para determinação da estratégia de controle que possibilitasse o melhor resultado do ponto de vista da estabilização global do sistema.

Como ficará claro da análise a seguir, existem requisitos conflitantes de amortecimento que acarretam a necessidade de uma cuidadosa análise do desempenho do controle, de forma que um ótimo local não prejudique o ótimo global, ou seja, o que se espera da estratégia de controle adotada é que ela permita alcançar-se valores de amortecimento que contribuam globalmente para a estabilização do sistema, mesmo que não se atinjam os máximos amortecimentos para cada um dos modos oscilatórios individualmente. Tal meta de controle é a mais factível diante das complexas interações dinâmicas existentes em um sistema de potência.

O objetivo da análise é o de mostrar os efeitos das estratégias de controle adotadas sobre os modos de instabilidade do sistema, apontando as características importantes que afetam o desempenho dinâmico do conjunto turbina-gerador-rede elétrica. Não se buscou uma otimização de parâmetros de controle. Investigou-se somente a possibilidade de se estabelecer uma estratégia de controle que pudesse ser bem sucedida em seus aspectos globais, sendo capaz de contribuir para o amortecimento de todos os modos de instabilidade presentes no sistema estudado.

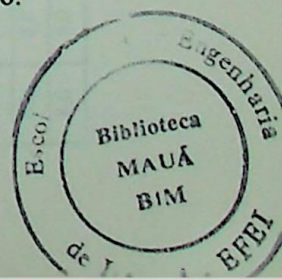


TABELA 3.17
Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade
Ajustes de referência

Ganho do Estabilizador	Ponto de Medição	Modos Torsionais					Modo Eletromecânico	Modo Subsíncrono
		47 Hz	32 Hz	25 Hz	20 Hz	15 Hz		
0,0	0,0	0,00001	0,06302	0,13443	0,04506	-0,05959	-0,78001	-5,38502
16,0	0,0	-0,00002	0,06672	0,08533	0,04027	-0,16514	-1,68762	-5,30816
16,0	0,0	0,00005	0,06284	0,11751	0,04227	-0,13818	-1,68434	-5,35008
16,0	0,0	0,00001	0,06087	0,14565	0,04441	-0,10475	-1,67944	-5,39134
16,0	0,0	0,00001	0,0673	0,13932	0,04673	-0,04276	-1,66446	-5,3136,8282
16,0	0,0	0,00001	0,06037	0,12635	0,04665	-0,00799	-1,64398	-5,40969
16,0	0,0	0,00001	0,06463	0,1468	0,0482	0,08267	-1,65237	-5,38762
8,0	8,0	0	0,06568	0,116	0,02118	-0,04078	-1,67054	-5,44218
8,0	8,0	0	0,06354	0,1058	0,04351	-0,08688	-1,66662	-5,37461
8,0	8,0	0	0,06701	0,11226	0,04355	-0,10403	-1,6763	-5,34797
8,0	8,0	-0,00001	0,06379	0,11543	0,04236	-0,13494	-1,6763	-5,35899
8,0	8,0	0,00001	0,06478	0,10141	0,04127	-0,15166	-1,68357	-5,34974
8,0	8,0	0,00003	0,06373	0,13214	0,02219	-0,02738	-1,68599	-5,32911
8,0	8,0	0,00003	0,0616	0,12193	0,04448	-0,07336	-1,66879	-5,39548
8,0	8,0	0,00003	0,06507	0,1284	0,04452	-0,09054	-1,66485	-5,36889
8,0	8,0	0,00003	0,06185	0,13157	0,04335	-0,12146	-1,67459	-5,37993
8,0	8,0	0,00001	0,06275	0,14623	0,02329	-0,01072	-1,6819	-5,37071
8,0	8,0	0,00001	0,06062	0,136	0,04554	-0,05657	-1,66621	-5,41599
8,0	8,0	0,00001	0,06409	0,14249	0,04558	-0,0738	-1,66222	-5,38948
8,0	8,0	0,00001	0,06597	0,14306	0,02448	0,02027	-1,67205	-5,40053
8,0	8,0	0,00001	0,06383	0,13283	0,04669	-0,02542	-1,65847	-5,42501
8,0	8,0	0,00001	0,0625	0,13657	0,02443	0,03769	-1,65437	-5,39865
8,0	8,0	0,00001	0,0625	0,13657	0,02443	0,03769	-1,6482	-5,41392

TABELA 3.18
Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade
 $T_{H1} = T_{H3} = 0,215 - T_{H2} = T_{H4} = 0,055$

Ganho do Estabilizador	Ponto de Medição	Modos Torsionais					Modo Eletromecânico	Modo Subsíncrono							
		47 Hz	32 Hz	25 Hz	20 Hz	15 Hz									
0,0	0,0	0.00001	±298.1767	0.06302	±202.8653	0.13443	±160.3889	0.04506	±127.2066	-0.05959	±99.85569	-0.78001	±11.1938	-5.38502	±136.8365
16,0	0,0	-0.00004	±298.1767	0.06933	±202.8631	0.05051	±160.4345	0.03511	±127.2805	-0.24691	±100.1794	-1.97412	±16.63748	-5.24943	±136.5993
16,0	0,0	0.00007	±298.1767	0.0627	±202.8654	0.10548	±160.4044	0.03931	±127.2494	-0.19903	±100.0967	-1.97879	±16.60014	-5.32295	±136.7081
16,0	0,0	0	±298.1767	0.05936	±202.8665	0.15366	±160.3785	0.04374	±127.2162	-0.13971	±99.99433	-1.98517	±16.5455	-5.39546	±136.8221
16,0	0,0	0.00001	±298.1767	0.07032	±202.8628	0.14281	±160.3847	0.04843	±127.1812	-0.02968	±99.80492	-2.00065	±16.38561	-5.42863	±136.5725
16,0	0,0	0.00001	±298.1767	0.0585	±202.8668	0.12059	±160.3965	0.04827	±127.1827	0.03245	±99.69913	-2.01355	±16.18224	-5.39059	±136.8939
16,0	0,0	0.00001	±298.1767	0.06577	±202.8643	0.15564	±160.3775	-0.02983	±127.7973	0.1915	±99.42486	-2.00835	±16.26568	-5.48102	±136.5846
8,0	8,0	-0.00001	±298.1767	0.06755	±202.8637	0.10289	±160.4059	-0.00147	±127.5425	-0.02634	±99.79953	-1.99498	±16.44947	-5.36349	±136.5909
8,0	8,0	-0.00001	±298.1767	0.06391	±202.865	0.08544	±160.4154	0.04188	±127.2306	-0.10814	±99.93904	-1.99942	±16.40669	-5.3203	±136.748
8,0	8,0	-0.00001	±298.1767	0.06982	±202.863	0.09647	±160.4095	0.04197	±127.2298	-0.13851	±99.99183	-1.98912	±16.51064	-5.33928	±136.7624
8,0	8,0	-0.00002	±298.1767	0.06434	±202.8648	0.10192	±160.4064	0.03951	±127.2479	-0.19329	±100.0867	-1.97988	±16.59136	-5.32245	±136.7114
8,0	8,0	0.00002	±298.1767	0.06601	±202.8643	0.07795	±160.4194	0.03723	±127.2648	-0.22296	±100.138	-1.97649	±16.61879	-5.28618	±136.6539
8,0	8,0	0.00004	±298.1767	0.06424	±202.8649	0.13051	±160.3909	0.00071	±127.5253	-0.00262	±99.7587	-1.99659	±16.43118	-5.39999	±136.6465
8,0	8,0	0.00004	±298.1767	0.0606	±202.8661	0.11303	±160.4005	0.04388	±127.2156	-0.08409	±99.89788	-2.00086	±16.38849	-5.35693	±136.8016
8,0	8,0	0.00004	±298.1767	0.06651	±202.8641	0.1241	±160.3945	0.04396	±127.2148	-0.11456	±99.95067	-1.99098	±16.49221	-5.37595	±136.816
8,0	8,0	0.00004	±298.1767	0.06103	±202.866	0.12953	±160.3914	0.04155	±127.2327	-0.16937	±100.0455	-1.98206	±16.57277	-5.35921	±136.7653
8,0	8,0	0.00001	±298.1767	0.06256	±202.8654	0.15465	±160.378	0.00305	±127.5066	0.02685	±99.70801	-1.99886	±16.40434	-5.43595	±136.705
8,0	8,0	0.00001	±298.1767	0.05893	±202.8667	0.13712	±160.3875	0.04603	±127.1994	-0.05423	±99.8468	-2.00288	±16.36178	-5.39304	±136.8582
8,0	8,0	0.00001	±298.1767	0.06484	±202.8647	0.14824	±160.3816	0.04611	±127.1986	-0.08483	±99.89959	-1.9936	±16.46517	-5.4121	±136.8725
8,0	8,0	0.00001	±298.1767	0.06804	±202.8636	0.14923	±160.3811	0.00554	±127.4868	0.08181	±99.61391	-2.00488	±16.3254	-5.45213	±136.7569
8,0	8,0	0.00001	±298.1767	0.06441	±202.8648	0.13169	±160.3906	0.04835	±127.182	0.00124	±99.75207	-2.00819	±16.28324	-5.40959	±136.9082
8,0	8,0	0.00001	±298.1767	0.06213	±202.8656	0.1381	±160.387	0.0054	±127.4879	0.11298	±99.56117	-2.01113	±16.22385	-5.43295	±136.7422

TABELA 3.19																
Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade																
$T_{II1} = T_{II3} = 0,165 - T_{II2} = T_{II4} = 0,035$																
Ganho do Estabilizador		Ponto de Medição	Modos Torsionais					Modo Eletromecânico		Modo Subsíncrono						
			47 Hz	32 Hz	25 Hz	20 Hz	15 Hz									
0,0	0,0	-	0.00001	±298.1767	0.06302	±202.8653	0.13443	±160.3889	0.04506	±127.2066	-0.05959	±99.85569	-0.78001	±11.1938	-5.38502	±136.8365
16,0	0,0	HP	-0.00006	±298.1767	0.07232	±202.863	0.00837	±160.4409	0.01591	±127.3093	-0.39155	±100.257	-4.45313	±15.62033	-5.14848	±136.5242
16,0	0,0	IP	0.0001	±298.1767	0.06255	±202.8654	0.09095	±160.4065	0.02848	±127.2658	-0.30653	±100.1543	-4.42043	±15.56862	-5.27326	±136.6658
16,0	0,0	LPA	0	±298.1767	0.05761	±202.8666	0.16336	±160.3771	0.04136	±127.2199	-0.20142	±100.0274	-4.37221	±15.49456	-5.39715	±136.8142
16,0	0,0	LPB	0.00001	±298.1767	0.07379	±202.8626	0.14699	±160.3843	0.05453	±127.1717	-0.00684	±99.79307	-4.22972	±15.28885	-5.46222	±136.9499
16,0	0,0	GEN	0.00001	±298.1767	0.05635	±202.8669	0.11136	±160.3975	0.05403	±127.1739	0.10328	±99.66283	-4.04741	±15.04885	-5.40326	±136.9165
16,0	0,0	EXC	0.00001	±298.1767	0.06708	±202.8643	0.16633	±160.376	-0.16481	±128.0275	0.38055	±99.32475	-4.12095	±15.14673	-5.47803	±136.4547
8,0	8,0	HP-EXC	-0.00003	±298.1767	0.0697	±202.8636	0.08704	±160.4081	-0.08457	±127.6732	-0.00125	±99.78641	-4.28673	±15.36928	-5.309	±136.4882
8,0	8,0	HP-GEN	-0.00003	±298.1767	0.06433	±202.865	0.0608	±160.419	0.0359	±127.2397	-0.1456	±99.95873	-4.24952	±15.31357	-5.27718	±136.7229
8,0	8,0	HP-LPB	-0.00002	±298.1767	0.07305	±202.8628	0.07735	±160.4123	0.0362	±127.2385	-0.19935	±100.0242	-4.34165	±15.44785	-5.30665	±136.7399
8,0	8,0	HP-LPA	-0.00003	±298.1767	0.06497	±202.8648	0.08558	±160.4087	0.02906	±127.2637	-0.29636	±100.1419	-4.41275	±15.55652	-5.2732	±136.6705
8,0	8,0	HP-IP	0.00002	±298.1767	0.06744	±202.8642	0.04958	±160.4236	0.0223	±127.2873	-0.349	±100.2056	-4.4368	±15.59432	-5.21095	±136.5953
8,0	8,0	IP-EXC	0.00006	±298.1767	0.06481	±202.8648	0.12856	±160.3912	-0.07724	±127.648	0.0405	±99.73598	-4.27027	±15.34625	-5.37153	±136.5616
8,0	8,0	IP-GEN	0.00006	±298.1767	0.05945	±202.8662	0.10225	±160.402	0.04167	±127.219	-0.103	±99.90785	-4.23306	±15.29117	-5.33889	±136.7923
8,0	8,0	IP-LPB	0.00006	±298.1767	0.06817	±202.864	0.11889	±160.3953	0.04195	±127.2178	-0.15692	±99.97323	-4.32517	±15.42388	-5.36842	±136.8091
8,0	8,0	IP-LPA	0.00005	±298.1767	0.06008	±202.866	0.12709	±160.3917	0.03503	±127.2426	-0.25395	±100.0908	-4.39634	±15.53127	-5.33532	±136.7404
8,0	8,0	LPA-EXC	0.00001	±298.1767	0.06234	±202.8654	0.16485	±160.3766	-0.06949	±127.621	0.09236	±99.67342	-4.24611	±15.31276	-5.4337	±136.6391
8,0	8,0	LPA-GEN	0	±298.1767	0.05698	±202.8668	0.13847	±160.3873	0.04779	±127.1967	-0.05017	±99.84475	-4.20892	±15.25862	-5.40031	±136.8656
8,0	8,0	LPA-LPB	0.00001	±298.1767	0.0657	±202.8646	0.15519	±160.3807	0.04806	±127.1956	-0.10434	±99.91004	-4.30097	±15.38904	-5.42989	±136.8824
8,0	8,0	LPB-EXC	0.00001	±298.1767	0.07043	±202.8635	0.15667	±160.3802	-0.06146	±127.5926	0.18911	±99.55751	-4.17514	±15.21641	-5.46631	±136.7106
8,0	8,0	LPB-GEN	0.00001	±298.1767	0.06506	±202.8648	0.13027	±160.3909	0.05428	±127.1728	0.04794	±99.72793	-4.13808	±15.16492	-5.4327	±136.9332
8,0	8,0	GEN-EXC	0.00001	±298.1767	0.06171	±202.8656	0.13995	±160.3868	-0.06197	±127.5942	0.24424	±99.49283	-4.08411	±15.09714	-5.43628	±136.6931

TABELA 3.20 Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade Ajustes de referência com aumento de ganho - $K_{II'} = 30$									
Ganho do Estabilizador		Ponto de Medição	Modos Torsionais					Modo Eletromecânico	Modo Subsíncrono
$K_{II'1}$	$K_{II'2}$		47 Hz	32 Hz	25 Hz	20 Hz	15 Hz		
0,0	0,0	-	0,00001	0,06302	0,13443	0,04506	-0,05959	-0,78001	-5,38502
30,0	0,0	HP	-0,00004	0,06995	0,04267	0,03589	-0,2564	-0,94734	-5,24076
30,0	0,0	IP	0,00008	0,06267	0,10276	0,03976	-0,20608	-0,9595	-5,31941
30,0	0,0	LPA	0	0,05899	0,15547	0,04384	-0,14376	-0,97684	-5,39688
30,0	0,0	LPB	0,00001	0,07104	0,14361	0,04816	-0,02812	-1,02454	-5,43121
30,0	0,0	GEN	0,00001	0,05805	0,11929	0,04803	0,03732	-1,07874	-5,38987
30,0	0,0	EXC	0,00001	0,06604	0,15764	-0,0214	0,20411	-1,05698	-5,49817
15,0	15,0	HP-EXC	-0,00002	0,068	0,09992	0,00244	-0,02463	-1,006	-5,36739
15,0	15,0	HP-GEN	-0,00002	0,064	0,08085	0,04213	-0,11065	-1,01875	-5,31559
15,0	15,0	HP-LPB	-0,00002	0,0705	0,0929	0,04221	-0,14254	-0,9877	-5,33622
15,0	15,0	HP-LPA	-0,00002	0,06447	0,09886	0,03995	-0,20006	-0,96233	-5,3188
15,0	15,0	HP-IP	0,00002	0,06631	0,07266	0,03784	-0,23123	-0,95346	-5,28008
15,0	15,0	IP-EXC	0,00005	0,06436	0,13014	0,00436	0,00028	-1,01134	-5,40633
15,0	15,0	IP-GEN	0,00004	0,06036	0,11101	0,04397	-0,08535	-1,02392	-5,3548
15,0	15,0	IP-LPB	0,00005	0,06686	0,12313	0,04405	-0,11735	-0,99329	-5,37548
15,0	15,0	IP-LPA	0,00004	0,06083	0,12907	0,04182	-0,17492	-0,96825	-5,35815
15,0	15,0	LPA-EXC	0,00001	0,06252	0,15656	0,00643	0,03124	-1,01908	-5,4446
15,0	15,0	LPA-GEN	0,00001	0,05852	0,13737	0,04595	-0,05394	-1,03141	-5,39338
15,0	15,0	LPA-LPB	0,00001	0,06502	0,14955	0,04602	-0,0861	-1,00139	-5,41411
15,0	15,0	LPB-EXC	0,00001	0,06854	0,15063	0,00863	0,08902	-1,04116	-5,46118
15,0	15,0	LPB-GEN	0,00001	0,06455	0,13143	0,04809	0,00443	-1,05277	-5,41052
15,0	15,0	GEN-EXC	0,00001	0,06205	0,13845	0,00852	0,12188	-1,06804	-5,44033

TABELA 3.21

Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade

$$T_{II1} = T_{II3} = 0,215 - T_{II2} = T_{II4} = 0,055 - K_{II} = 30$$

Ganho do Estabilizador	Ponto de Medição	Modos Torsionais					Modo Eletromecânico	Modo Subsíncrono
		47 Hz	32 Hz	25 Hz	20 Hz	15 Hz		
0,0	0,0	0,00001	0,06302	0,13443	0,04506	-0,05059	-0,78001	-5,38502
30,0	0,0	-0,00008	0,07485	-0,02205	0,02567	-0,40774	-0,16639	-5,13009
30,0	0,0	0,00013	0,06243	0,08029	0,03404	-0,31856	-0,20277	-5,26829
30,0	0,0	0	0,05615	0,1705	0,04258	-0,20838	-0,25504	-5,40463
30,0	0,0	0,00001	0,0767	0,15017	0,05129	-0,00382	-0,40101	-5,46659
30,0	0,0	0,00001	0,05454	0,10848	0,05101	0,1134	-0,57196	-5,39537
30,0	0,0	0,00001	0,06817	0,17423	-0,06794	0,40243	-0,50459	-5,58377
15,0	15,0	-0,00004	0,07151	0,07543	-0,03579	0,00185	-0,344	-5,35026
15,0	15,0	-0,00004	0,06469	0,04284	0,03901	-0,15032	-0,38174	-5,26376
15,0	15,0	-0,00003	0,07578	0,06338	0,03919	-0,20651	-0,28749	-5,29925
15,0	15,0	-0,00004	0,06549	0,07362	0,03444	-0,30797	-0,21121	-5,26742
15,0	15,0	0,00002	0,06863	0,02896	0,02993	-0,36312	-0,18466	-5,19918
15,0	15,0	0,00007	0,0653	0,12709	-0,03167	0,04565	-0,3606	-5,41816
15,0	15,0	0,00007	0,05848	0,09435	0,04283	-0,10535	-0,39798	-5,33238
15,0	15,0	0,00007	0,06956	0,11507	0,04299	-0,16187	-0,30465	-5,36802
15,0	15,0	0,00006	0,05929	0,12525	0,03839	-0,26346	-0,22908	-5,3365
15,0	15,0	0	0,06216	0,17236	-0,02727	0,10011	-0,3847	-5,48499
15,0	15,0	0	0,05534	0,13947	0,04687	-0,04957	-0,42155	-5,40005
15,0	15,0	0	0,06642	0,16035	0,04702	-0,10655	-0,32956	-5,43581
15,0	15,0	0,00001	0,07244	0,16221	-0,02269	0,20223	-0,45374	-5,51432
15,0	15,0	0,00001	0,06562	0,12928	0,05115	0,0543	-0,48903	-5,43091
15,0	15,0	0,00001	0,06136	0,14132	-0,023	0,26123	-0,53867	-5,47816

TABELA 3.22

Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade

$$T_{II1} = T_{II3} = 0,165 - T_{II2} = T_{II4} = 0,035 - K_{II} = 30$$

Ganho do Estabilizador		Ponto de Medição	Modos Torsionais					Modo Eletromecânico	Modo Subsíncrono							
			47 Hz	32 Hz	25 Hz	20 Hz	15 Hz									
0,0	0,0	-	0.00001	±298.1767	0.06302	±202.8653	0.13443	±160.3889	0.04506	±127.2066	-0.05959	±99.85569	-0.78001	±11.1938	-5.38502	±136.8365
30,0	0,0	HP	-0.00012	±298.1767	0.08046	±202.8611	-0.10048	±160.4879	-0.0135	±127.4069	-0.67681	±100.611	-2.57959	±20.4982	-4.93688	±136.2402
30,0	0,0	IP	0.00018	±298.1767	0.06214	±202.8655	0.05312	±160.422	0.01276	±127.32	-0.51802	±100.417	-2.60793	±20.4147	-5.17382	±136.5131
30,0	0,0	LPA	-0.00001	±298.1767	0.05288	±202.8678	0.18871	±160.3668	0.03807	±127.2316	-0.32264	±100.1778	-2.64723	±20.2923	-5.40779	±136.7945
30,0	0,0	LPB	0.00001	±298.1767	0.08321	±202.8603	0.15803	±160.3803	0.06241	±127.1421	0.03862	±99.73852	-2.74749	±19.9348	-5.52906	±137.048
30,0	0,0	GEN	0.00001	±298.1767	0.0505	±202.8684	0.09538	±160.405	0.06156	±127.1459	0.24629	±99.49502	-2.84461	±19.4819	-5.41875	±136.9856
30,0	0,0	EXC	0.00001	±298.1767	0.07062	±202.8634	0.1943	±160.3647	-0.2931	±128.7713	0.74436	±98.8726	-2.80627	±19.6634	-5.59449	±136.0843
15,0	15,0	HP-EXC	-0.00006	±298.1767	0.07554	±202.8622	0.0458	±160.4252	-0.19069	±128.1078	0.0478	±99.72631	-2.70988	±20.0772	-5.24792	±136.1562
15,0	15,0	HP-GEN	-0.00006	±298.1767	0.06548	±202.8647	-0.0032	±160.4458	0.02748	±127.2695	-0.2203	±100.0491	-2.73694	±19.9846	-5.18265	±136.6221
15,0	15,0	HP-LPB	-0.00006	±298.1767	0.08183	±202.8607	0.02761	±160.4329	0.02809	±127.2672	-0.31958	±100.1719	-2.67136	±20.2153	-5.23776	±136.6542
15,0	15,0	HP-LPA	-0.00007	±298.1767	0.06667	±202.8644	0.04309	±160.4263	0.01394	±127.316	-0.49926	±100.3936	-2.61447	±20.3952	-5.17387	±136.5222
15,0	15,0	HP-IP	0.00003	±298.1767	0.0713	±202.8633	-0.02395	±160.4547	0.00004	±127.3626	-0.59728	±100.5139	-2.59394	±20.4564	-5.05569	±136.3778
15,0	15,0	IP-EXC	0.0001	±298.1767	0.06638	±202.8644	0.12344	±160.3931	-0.1744	±128.0508	0.12455	±99.6323	-2.72076	±20.0359	-5.36637	±136.3031
15,0	15,0	IP-GEN	0.0001	±298.1767	0.05632	±202.867	0.07419	±160.4135	0.03864	±127.2299	-0.14064	±99.95349	-2.74709	±19.9434	-5.29855	±136.7533
15,0	15,0	IP-LPB	0.0001	±298.1767	0.07267	±202.8629	0.1053	±160.4009	0.03919	±127.2277	-0.24052	±100.0761	-2.68335	±20.1738	-5.35387	±136.785
15,0	15,0	IP-LPA	0.00009	±298.1767	0.05751	±202.8666	0.12068	±160.3942	0.02583	±127.2749	-0.42023	±100.2972	-2.62795	±20.3534	-5.29123	±136.6551
15,0	15,0	LPA-EXC	0	±298.1767	0.06175	±202.8656	0.1915	±160.3658	-0.1577	±127.9913	0.21987	±99.5159	-2.73625	±19.9755	-5.48368	±136.4566
15,0	15,0	LPA-GEN	0	±298.1767	0.05169	±202.8681	0.14201	±160.3859	0.05014	±127.188	-0.042	±99.83519	-2.76152	±19.8832	-5.41363	±136.891
15,0	15,0	LPA-LPB	0	±298.1767	0.06804	±202.864	0.1734	±160.3736	0.05063	±127.186	-0.14273	±99.95752	-2.70047	±20.113	-5.46912	±136.9223
15,0	15,0	LPB-EXC	0.00001	±298.1767	0.07691	±202.8619	0.17619	±160.3725	-0.14116	±127.9304	0.39876	±99.30061	-2.77861	±19.7985	-5.54407	±136.5966
15,0	15,0	LPB-GEN	0.00001	±298.1767	0.06685	±202.8644	0.12663	±160.3926	0.06199	±127.144	0.14148	±99.61668	-2.80082	±19.7069	-5.47376	±137.169
15,0	15,0	GEN-EXC	0.00001	±298.1767	0.06056	±202.8659	0.14479	±160.3848	-0.14254	±127.9345	0.50288	±99.18038	-2.82619	±19.5725	-5.48704	±136.5626

TABELA 3.23

Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade

$$T_{II1} = T_{II3} = 0,165 - T_{II2} = T_{II4} = 0,035 - K_{II} = (20+10)$$

Ganho do Estabilizador		Ponto de Medição	Modos Torsionais					Modo Eletromecânico	Modo Subsíncrono
			47 Hz	32 Hz	25 Hz	20 Hz	15 Hz		
0,0	0,0	-	0,00001	0,06302	0,13443	0,04506	0,05959	-0,78001	-5,38502
30,0	0,0	HP	0,00012	0,08046	-0,10048	-0,0135	-0,67681	-2,57959	-4,93688
30,0	0,0	IP	0,00018	0,06214	0,05312	0,01276	-0,51802	-2,60793	-5,17382
30,0	0,0	LPA	-0,00001	0,05288	0,18871	0,03807	-0,32264	-2,64723	-5,40779
30,0	0,0	LPB	0,00001	0,08321	0,15803	0,06241	0,03862	-2,74749	-5,52906
30,0	0,0	GEN	0,00001	0,0505	0,09538	0,06156	0,24629	-2,84461	-5,41875
30,0	0,0	EXC	0,00001	0,07062	0,1943	-0,2931	0,74436	-2,80627	-5,59449
20,0	10,0	HP-EXC	-0,00008	0,07718	-0,00321	-0,14032	-0,19018	-2,67035	-5,14036
20,0	10,0	HP-GEN	-0,00008	0,07047	-0,03577	0,01466	-0,37357	-2,69024	-5,10189
20,0	10,0	HP-LPB	-0,00008	0,08138	-0,01535	0,01512	-0,43875	-2,64254	-5,13863
20,0	10,0	HP-LPA	-0,00009	0,07126	-0,005	0,00519	-0,55833	-2,60308	-5,09524
20,0	10,0	HP-IP	-0,00002	0,07435	-0,04952	-0,00438	-0,62376	-2,58919	-5,01617
20,0	10,0	IP-EXC	0,00012	0,06497	0,09994	-0,11953	-0,08679	-2,68628	-5,29866
20,0	10,0	IP-GEN	0,00012	0,05826	0,06715	0,03037	-0,26749	-2,70551	-5,2575
20,0	10,0	IP-LPB	0,00013	0,06916	0,08785	0,03076	-0,3332	-2,65949	-5,29442
20,0	10,0	IP-LPA	0,00012	0,05905	0,09811	0,02157	-0,4528	-2,62136	-5,25219
20,0	10,0	LPA-EXC	0	0,0588	0,19057	-0,09862	0,04125	-2,70875	-5,45525
20,0	10,0	LPA-GEN	0	0,05209	0,15757	0,0462	-0,13639	-2,72701	-5,41176
20,0	10,0	LPA-LPB	0	0,06299	0,17851	0,04653	-0,20286	-2,68342	-5,44883
20,0	10,0	LPB-EXC	0,00001	0,07901	0,17014	-0,0781	0,28044	-2,76862	-5,53619
20,0	10,0	LPB-GEN	0,00001	0,0723	0,13708	0,06213	0,10697	-2,78412	-5,49216
20,0	10,0	GEN-EXC	0,00001	0,05721	0,12831	-0,07947	0,41911	-2,8325	-5,46099

TABELA 3.24

Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade

$$T_{H1} = T_{H3} = 0,165 - T_{H2} = T_{H4} = 0,035 - K_{H2} = (10+20)$$

Ganho do Estabilizador		Ponto de Medição	Modos Torsionais					Modo Eletromecânico	Modo Subsíncrono
			47 Hz	32 Hz	25 Hz	20 Hz	15 Hz		
0,0	0,0	-	0,00001	0,06302	0,13443	0,04506	-0,05959	-0,78001	-5,38502
30,0	0,0	HP	-0,00012	0,08046	-0,10048	-0,0135	-0,67681	-2,57959	-4,93688
30,0	0,0	IP	0,00018	0,06214	0,05312	0,01276	-0,51802	-2,60793	-5,17382
30,0	0,0	LPA	-0,00001	0,05288	0,18871	0,03807	-0,32264	-2,64723	-5,40779
30,0	0,0	LPB	0,00001	0,08321	0,15803	0,06241	0,03862	-2,74749	-5,52906
30,0	0,0	GEN	0,00001	0,0505	0,09538	0,06156	0,24629	-2,84461	-5,41875
30,0	0,0	EXC	0,00001	0,07062	0,1943	-0,2931	0,74436	-2,80627	-5,59449
10,0	20,0	HP-EXC	-0,00003	0,0739	0,09506	-0,23275	0,28268	-2,74563	-5,35946
10,0	20,0	HP-GEN	-0,00004	0,06049	0,02952	0,03953	-0,06591	-2,77811	-5,26234
10,0	20,0	HP-LPB	-0,00003	0,08229	0,07083	0,04025	-0,2003	-2,69844	-5,33583
10,0	20,0	HP-LPA	-0,00005	0,06207	0,0914	0,02232	-0,44028	-2,62563	-5,25215
10,0	20,0	HP-IP	0,00008	0,06825	0,00168	0,00437	-0,57083	-2,59864	-5,09514
10,0	20,0	IP-EXC	0,00007	0,0678	0,147	-0,22169	0,33337	-2,75219	-5,43803
10,0	20,0	IP-GEN	0,00007	0,05438	0,08124	0,04659	-0,01273	-2,78403	-5,3391
10,0	20,0	IP-LPB	0,00007	0,07618	0,12282	0,04726	-0,14766	-2,70596	-5,41278
10,0	20,0	IP-LPA	0,00005	0,05597	0,1433	0,03	-0,38768	-2,63446	-5,33017
10,0	20,0	LPA-EXC	0	0,06471	0,19243	-0,21013	0,3965	-2,76163	-5,51593
10,0	20,0	LPA-GEN	0	0,0513	0,12646	0,05402	0,05324	-2,79255	-5,41542
10,0	20,0	LPA-LPB	0,00001	0,07309	0,16828	0,05464	-0,08244	-2,71682	-5,48925
10,0	20,0	LPB-EXC	0,00001	0,07482	0,18223	-0,19863	0,51547	-2,7882	-5,55576
10,0	20,0	LPB-GEN	0,00001	0,0614	0,11619	0,06184	0,1762	-2,81645	-5,45539
10,0	20,0	GEN-EXC	0,00001	0,06392	0,16128	-0,19978	0,58496	-2,81972	-5,51731

TABELA 3.25

Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade

$$T_{II1} = T_{II3} = 0,165 - T_{II2} = T_{II4} = 0,025 - K_{II} = (20+10)$$

Ganho do Estabilizador	Ponto de Medição	Modos Torsionais					Modo Eletromecânico	Modo Subsíncrono
		47 Hz	32 Hz	25 Hz	20 Hz	15 Hz		
0,0	0,0	0,00001	0,06302	0,13443	0,04506	-0,05059	-0,78001	-5,38502
30,0	0,0	-0,00025	0,09727	-0,33135	-0,15676	-1,44084	-4,18317	-4,32846
30,0	0,0	0,00034	0,06129	-0,02706	-0,05891	-1,08095	-4,23599	-4,88046
30,0	0,0	-0,00003	0,04311	0,24254	0,02403	-0,64319	-4,30756	-5,41471
30,0	0,0	0,00002	0,10267	0,18125	0,09464	0,15716	-4,47968	-5,71421
30,0	0,0	0,00001	0,03842	0,05661	0,09238	0,61991	-4,62492	-5,48995
30,0	0,0	0,00001	0,07796	0,25367	-0,87395	1,6587	-4,56633	-5,66684
20,0	10,0	-0,00016	0,09083	-0,13891	-0,55842	-0,3476	-4,34886	-4,68049
20,0	10,0	-0,00016	0,07765	-0,20357	-0,05288	-0,76083	-4,38528	-4,7431
20,0	10,0	-0,00016	0,09907	-0,16319	-0,05104	-0,9048	-4,29962	-4,81842
20,0	10,0	-0,00018	0,0792	-0,14244	-0,0859	-1,17234	-4,22707	-4,70215
20,0	10,0	-0,00005	0,08527	-0,23059	-0,12131	-1,32024	-4,20118	-4,51539
20,0	10,0	0,00023	0,06685	0,06592	-0,46277	-0,11998	-4,37651	-5,06623
20,0	10,0	0,00023	0,05367	0,00069	-0,0004	-0,52262	-4,41131	-5,09515
20,0	10,0	0,00023	0,07508	0,04177	0,001	-0,66783	-4,32985	-5,17076
20,0	10,0	0,00022	0,05523	0,0623	-0,02888	-0,93437	-4,2607	-5,06135
20,0	10,0	-0,00001	0,05472	0,24624	-0,37625	0,16033	-4,41478	-5,43983
20,0	10,0	-0,00002	0,04155	0,18052	0,04846	-0,23032	-4,44724	-5,44186
20,0	10,0	-0,00002	0,06295	0,22218	0,0495	-0,37732	-4,37184	-5,51766
20,0	10,0	-0,00001	0,09443	0,20545	-0,30029	0,68261	-4,51229	-5,6521
20,0	10,0	0,00002	0,08125	0,13955	0,09389	0,30903	-4,53814	-5,63908
20,0	10,0	0,00001	0,0516	0,1222	-0,30672	0,98941	-4,60691	-5,49432
20,0	10,0	0,00001	0,202,8668	0,1222	0,128,0255	0,98941	0,22,1907	0,136,583

TABELA 3.26

Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade

$$T_{II1} = T_{II3} = 0,165 - T_{II2} = T_{II4} = 0,015 - K_{II} = (20+10)$$

Ganho do Estabilizador		Ponto de Medição	Modos Torsionais					Modo Eletromecânico	Modo Subsíncrono
K_{W1}	K_{W2}		47 Hz	32 Hz	25 Hz	20 Hz	15 Hz		
0,0	0,0	-	0.00001 ±298.1767	0.06302 ±202.8653	0.13443 ±160.3889	0.04506 ±127.2066	-0.05959 ±99.85569	-0.78001 ±11.1938	-5.38502 ±136.8365
30,0	0,0	HP	-0.00068 ±298.1766	0.1522 ±202.8762	-1.09459 ±160.427	-1.00238 ±127.6598	-4.0249 ±101.0316	-7.23481 ±29.431	-1.74934 ±135.597
30,0	0,0	IP	0.00089 ±298.1769	0.05849 ±202.8648	-0.28811 ±160.3816	-0.44659 ±127.5471	-2.96336 ±100.7551	-7.32643 ±29.1163	-3.64663 ±136.0282
30,0	0,0	LPA	-0.00009 ±298.1767	0.01103 ±202.8594	0.41412 ±160.4038	-0.04202 ±127.2876	-1.69741 ±100.3795	-7.44126 ±28.664	-5.3772 ±136.6107
30,0	0,0	LPB	0.00003 ±298.1767	0.1664 ±202.8775	0.25349 ±160.4018	0.22773 ±126.9953	0.5313 ±99.68065	-7.66488 ±27.4038	-6.40891 ±137.3793
30,0	0,0	GEN	0.00001 ±298.1767	-0.0012 ±202.8581	-0.06783 ±160.3802	0.22124 ±127.0079	1.76547 ±99.39327	-7.76094 ±25.936	-5.82367 ±137.3698
30,0	0,0	EXC	0.00001 ±298.1767	0.10204 ±202.8696	0.4423 ±160.4075	-8.24998 ±131.2396	4.31841 ±98.11269	-7.70489 ±26.4842	-0.51625 ±134.9436
20,0	10,0	HP-EXC	-0.00045 ±298.1766	0.13549 ±202.874	-0.58332 ±160.3879	-3.59318 ±129.0237	-0.8613 ±100.1401	-7.50366 ±28.3934	-1.50288 ±135.0735
20,0	10,0	HP-GEN	-0.00045 ±298.1766	0.10108 ±202.87	-0.75449 ±160.3926	-0.41697 ±127.5275	-2.03334 ±100.4128	-7.56793 ±28.1927	-3.33045 ±136.0976
20,0	10,0	HP-LPB	-0.00044 ±298.1766	0.15693 ±202.8767	-0.64679 ±160.3844	-0.40604 ±127.5251	-2.44968 ±100.5718	-7.43363 ±28.7354	-3.53366 ±136.1087
20,0	10,0	HP-LPA	-0.00048 ±298.1766	0.10519 ±202.8703	-0.59288 ±160.389	-0.59609 ±127.6019	-3.23118 ±100.8218	-7.31191 ±29.1731	-3.05923 ±135.8852
20,0	10,0	HP-IP	-0.00016 ±298.1767	0.12098 ±202.8723	-0.82695 ±160.4039	-0.79886 ±127.6478	-3.66738 ±100.9418	-7.26676 ±29.3258	-2.4021 ±135.7198
20,0	10,0	IP-EXC	0.00059 ±298.1769	0.073 ±202.8664	-0.0438 ±160.3821	-2.74128 ±129.4034	-0.22823 ±99.92103	-7.54004 ±28.1921	-3.18429 ±134.9355
20,0	10,0	IP-GEN	0.00059 ±298.1769	0.03859 ±202.8626	-0.21468 ±160.3793	-0.15303 ±127.3748	-1.35397 ±100.2322	-7.59939 ±27.9924	-4.46722 ±136.4628
20,0	10,0	IP-LPB	0.0006 ±298.1769	0.09447 ±202.869	-0.10682 ±160.3801	-0.14578 ±127.3704	-1.76776 ±100.3819	-7.47811 ±28.5303	-4.66856 ±136.4679
20,0	10,0	IP-LPA	0.00056 ±298.1769	0.04267 ±202.863	-0.05329 ±160.382	-0.28969 ±127.4668	-2.53605 ±100.6312	-7.36754 ±28.9647	-4.25087 ±136.2198
20,0	10,0	LPA-EXC	-0.00006 ±298.1767	0.04137 ±202.8628	0.42352 ±160.405	-1.84881 ±129.2552	0.53657 ±99.64925	-7.58705 ±27.9025	-4.88999 ±135.3348
20,0	10,0	LPA-GEN	-0.00006 ±298.1767	0.00695 ±202.859	0.25377 ±160.3951	0.05877 ±127.1927	-0.53313 ±99.9977	-7.6395 ±27.7046	-5.54496 ±136.8677
20,0	10,0	LPA-LPB	-0.00005 ±298.1767	0.06285 ±202.8652	0.36051 ±160.4039	0.063 ±127.188	-0.94442 ±100.1349	-7.5363 ±28.235	-5.7435 ±136.8664
20,0	10,0	LPB-EXC	0.00002 ±298.1767	0.14496 ±202.8748	0.31633 ±160.4044	-1.2906 ±128.9003	1.92245 ±99.18448	-7.68713 ±27.089	-5.87198 ±136.0421
20,0	10,0	LPB-GEN	0.00002 ±298.1767	0.11053 ±202.8709	0.14682 ±160.3924	0.22562 ±126.9995	0.9414 ±99.57257	-7.72139 ±26.8977	-6.21318 ±137.3791
20,0	10,0	GEN-EXC	0.00001 ±298.1767	0.03319 ±202.862	0.10258 ±160.3879	-1.3506 ±128.914	2.7152 ±99.0026	-7.74594 ±26.1172	-5.40736 ±136.0352

TABELA 3.27

Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade

$$T_{II1} = T_{I13} = 0,165 - T_{II2} = T_{II4} = 0,015 - K_{II} = (8+8)$$

Ganho do Estabilizador	Ponto de Medição	Modos Torsionais					Modo Eletromecânico	Modo Subsíncrono
		47 Hz	32 Hz	25 Hz	20 Hz	15 Hz		
0,0	0,0	0,00001	0,06302	0,13443	0,04506	-0,05959	-0,78001	-5,38502
16,0	0,0	-0,00036	0,11061	-0,52253	-0,3919	-2,15245	-4,7297	-3,59316
16,0	0,0	0,00048	0,0606	-0,09065	-0,18057	-1,60405	-4,73228	-4,50485
16,0	0,0	-0,00004	0,0353	0,28373	-0,00015	-0,93851	-4,73607	-5,38246
16,0	0,0	0,00002	0,11817	0,19811	0,15106	0,26018	-4,74704	-5,94395
16,0	0,0	0,00001	0,02876	0,02661	0,14609	0,92462	-4,76063	-5,62965
16,0	0,0	0,00001	0,08383	0,2988	-3,01994	2,47368	-4,75547	-4,3292
8,0	8,0	-0,00017	0,09722	-0,11101	-1,85342	0,28985	-4,74269	-3,92664
8,0	8,0	-0,00017	0,06969	-0,24776	-0,07407	-0,59116	-4,7454	-4,67552
8,0	8,0	-0,00017	0,11439	-0,16143	-0,06915	-0,92633	-4,73841	-4,83537
8,0	8,0	-0,0002	0,07297	-0,11861	-0,17181	-1,5393	-4,73289	-4,51789
8,0	8,0	0,00006	0,08561	-0,30654	-0,28005	-1,87696	-4,73099	-4,05633
8,0	8,0	0,00024	0,07221	0,10444	-1,61087	0,53912	-4,74397	-4,49756
8,0	8,0	0,00024	0,04468	-0,03197	0,00288	-0,32711	-4,74667	-5,09495
8,0	8,0	0,00025	0,08939	0,05407	0,00691	-0,66113	-4,7397	-5,25409
8,0	8,0	0,00022	0,04795	0,09687	-0,08448	-1,26947	-4,73418	-4,95132
8,0	8,0	-0,00002	0,05956	0,29127	-1,38663	0,84579	-4,74584	-5,04798
8,0	8,0	-0,00002	0,03203	0,15527	0,07722	-0,00269	-4,74853	-5,51221
8,0	8,0	-0,00002	0,07675	0,24091	0,08043	-0,33549	-4,74157	-5,67051
8,0	8,0	-0,00001	0,07675	0,24091	0,08043	1,41181	-4,75127	-5,41938
8,0	8,0	0,00002	0,101	0,24843	-1,19331	0,99198	-4,75391	-5,78658
8,0	8,0	0,00001	0,07347	0,11248	0,14859	0,59198	-4,75807	-5,23768
8,0	8,0	0,00001	0,05629	0,16282	-1,214	1,7338	-4,75807	-5,23768

TABELA 3.28

Sensibilidade dos Modos em Relação ao Ponto de Medição do Sinal de Velocidade com NDS.

$$T_{II1} = T_{II3} = 0,165 - T_{II2} = T_{II4} = 0,015 - K_{II} = (8+8) - K = 24$$

Ganho do Estabilizador	Ponto de Medição	Modos Torsionais					Modo Eletromecânico	Modo Subsíncrono
		47 Hz	32 Hz	25 Hz	20 Hz	15 Hz		
0,0	0,0	0,00001	0,06302	0,13443	0,04506	-0,05959	-0,78001	-5,38502
16,0	0,0	-0,00036	0,1105	-0,52021	-0,35657	-2,08921	-4,83169	-4,01234
16,0	0,0	0,00048	0,06056	-0,08891	-0,15954	-1,5505	-4,83579	-4,90232
16,0	0,0	-0,00004	0,03529	0,28445	0,0083	-0,89693	-4,84188	-5,75812
16,0	0,0	0,00002	0,11805	0,19904	0,14936	0,28087	-4,86027	-6,29763
16,0	0,0	0,00001	0,02876	0,02808	0,14477	0,93564	-4,88507	-5,98271
16,0	0,0	0,00001	0,08376	0,29945	-2,50649	2,45394	-4,87482	-5,16059
8,0	8,0	-0,00017	0,09713	-0,10922	-1,67745	0,30908	-4,85282	-4,45342
8,0	8,0	-0,00017	0,06964	-0,2457	-0,0604	-0,556	-4,85773	-5,05841
8,0	8,0	-0,00017	0,11428	-0,15952	-0,05587	-0,88517	-4,84579	-5,21862
8,0	8,0	-0,0002	0,07291	-0,11681	-0,15139	-1,48697	-4,83676	-4,9142
8,0	8,0	0,00006	0,08554	-0,30443	-0,25215	-1,81856	-4,83374	-4,46447
8,0	8,0	0,00024	0,07216	0,10571	-1,46022	0,55381	-4,85495	-4,99492
8,0	8,0	0,00024	0,04466	-0,03036	0,0112	-0,2964	-4,85988	-5,46859
8,0	8,0	0,00025	0,08931	0,05547	0,01492	-0,62461	-4,84789	-5,62805
8,0	8,0	0,00022	0,04793	0,09816	-0,07017	-1,22195	-4,83883	-5,33753
8,0	8,0	-0,00002	0,05953	0,29195	-1,26117	0,855	-4,8581	-5,51542
8,0	8,0	-0,00002	0,03203	0,15637	0,08046	0,02257	-4,86305	-5,87616
8,0	8,0	-0,00001	0,07668	0,24172	0,08341	-0,30468	-4,851	-6,03474
8,0	8,0	0,00002	0,10091	0,24922	-1,08951	1,41162	-4,8675	-5,85943
8,0	8,0	0,00001	0,07341	0,1137	0,14708	0,60764	-4,87253	-6,13996
8,0	8,0	0,00001	0,05625	0,1639	-1,10809	1,72927	-4,87992	-5,6795

3.4.3- Análise dos Resultados do Estudo de Estabilização

As Tabelas 3.17 a 3.19 apresentam as sensibilidades dos modos torsionais do eixo, do modo eletromecânico e do modo elétrico subsíncrono com relação ao ponto de derivação do sinal de velocidade, considerando-se os ajustes de referência apresentados anteriormente neste capítulo e variações na compensação de fase do estabilizador.

O primeiro aspecto de interesse refere-se ao comportamento do modo eletromecânico de oscilação. Percebe-se, claramente, que o desempenho deste modo não se altera de forma significativa na medida em que se varia o ponto de derivação dos sinais de desvio de velocidade. Se voltarmos à Tabela 3.16 e à Figura 3.12 verificaremos que, em modo 0, todas as massas do eixo participam igualmente. Este modo, quando o gerador é conectado à rede, transforma-se no modo de oscilação eletromecânico, do qual todas as massas rotativas participam igualmente. Portanto, do ponto de vista do controle desta instabilidade, é indiferente o ponto do eixo a partir do qual se deriva o sinal de desvio de velocidade. Ainda com relação à instabilidade eletromecânica, pode-se observar que os efeitos da compensação de fase permanecem os mesmos já apontados no item 3.3.3.2.

Com relação aos modos de instabilidade torsional, nenhuma das situações retratadas pelas Tabelas 3.17 a 3.19, apresenta-se como candidata a ser adotada como solução para contribuir com a estabilidade global do sistema. Observa-se, na verdade, que nem mesmo quando se considera a instabilidade de cada modo individualmente, podemos considerar qualquer uma destas situações como satisfatória. Os modos 3 (25 Hz) e 4 (32 Hz) não se apresentam positivamente amortecidos em nenhuma das situações retratadas. Sem nos atermos a outras considerações, se adotássemos como critério para determinar a melhor estratégia de controle aquela que fosse capaz de estabilizar o número máximo de modos torsionais simultaneamente, verificaríamos que derivar os sinais de desvio de velocidade dos estágios de alta pressão da turbina (HP) e da excitatriz (EXC) seria a melhor escolha. Considerando-se, adicionalmente, que o modo torsional 2 (20 Hz) é o que mais se aproxima do modo complementar elétrico e que, portanto, apresenta-se como maior candidato a interagir adversamente com o modo elétrico, poderíamos escolher como ajuste ideal aquele da Tabela 3.19, no qual o modo 2 apresenta um maior amortecimento em relação à situação da Tabela 3.18.

Finalmente, os ajustes de referência mostram-se inadequados para controle da instabilidade torsional.

As Tabelas 3.20 a 3.21 apresentam sensibilidades em relação ao ganho do estabilizador para as mesmas condições retratadas nas Tabelas 3.17 a 3.19. Mais uma vez, como primeira avaliação, vemos que os efeitos do aumento do ganho além do valor ótimo contribui negativamente para a estabilidade do modo eletromecânico. Todavia, com relação aos modos de instabilidade torsional, verifica-se que em uma das situações foi possível prover amortecimento positivo para 4 modos simultaneamente. Esta situação está retratada na Tabela 3.22, para medição do sinal de velocidade a partir do estágio de alta pressão da turbina (HP). Apesar da diminuição de amortecimento do modo eletromecânico em relação à situação correspondente da Tabela 3.19, ainda se pode considerar que este amortecimento (da ordem de 12 %) como plenamente satisfatório. Outro inconveniente do aumento do ganho é que o controle de tensão da máquina passa a ser muito sensibilizado pelos desvios de velocidade do gerador, condição esta que deve ser evitada.

Consideremos, agora, os ajustes de ganho e de compensação de fase utilizados para os casos da Tabela 3.22 como ideais.

As Tabelas 3.23 e 3.24 apresentam sensibilidades com relação a uma ponderação do ganho do estabilizador pelos canais de medição dos desvios de velocidade dos estágios, de modo que se possa avaliar o efeito de ganhos diferentes em cada modo torsional. Tal estratégia poderia ser adotada para se prover reforço de ganho de estabilização em modos específicos do eixo, sem afetar o ganho total do controle suplementar e, por conseguinte, não afetando a instabilidade eletromecânica. Verifica-se, agora, que foi possível obter-se a estabilização simultânea de 4 modos torsionais, modo 1 (15Hz), modo 2 (20 Hz), modo 3 (25 Hz) e modo 5 (47 Hz) para três situações distintas de medição de sinal, quais sejam: medição em HP, medição em HP-EXC e medição em HP-IP, com maior parcela de ganho para o canal sensor dos desvios de velocidade do estágio de alta pressão (HP).

As Tabelas 3.25 e 3.26 estendem a análise de sensibilidade em relação à compensação de fase do sinal estabilizador. Com o aumento do avanço do sinal de estabilização conseguido através da diminuição de T_{H2} e T_{H4} ,

verificam-se seis situações para as quais foi possível obter-se amortecimento positivo para quatro modos torsionais concomitantemente. Para $T_{W2} = T_{W4} = 0,015$, conseguiu-se o único caso em que foi possível prover amortecimento positivo para o modo 4 (32 Hz). Entretanto, nesta situação, apenas o modo 3 (25 Hz) também apresentou-se positivamente amortecido, com os demais modos apresentando amortecimentos negativos muitos superiores ao do caso base ($K_W = 0$). Os efeitos combinados do aumento de ganho e compensação de fase, resultaram em um alto valor de amortecimento do modo eletromecânico. Porém, estes ajustes têm um efeito adverso sobre o desempenho global da malha de controle, fazendo com que o controle de tensão da máquina torne-se muito sensível às variações de velocidade do rotor.

A Tabela 3.27 representa a tentativa de redução dos efeitos adversos do elevado ganho do estabilizador sobre o controle de tensão do gerador, mantendo-se ainda condições de amortecimento adequado para quatro modos torsionais simultaneamente. Pelo comportamento do modo eletromecânico, pode-se constatar que este ajuste ainda proporciona excelente nível de amortecimento (42%) afetando menos drasticamente o controle de tensão do gerador.

Com base nos resultados obtidos e considerando-se a faixa de interação provável do modo elétrico com os modos torsionais do eixo, poderíamos escolher como estratégia adequada de controle os parâmetros da Tabela 3.27, tomando-se os sinais de desvio de velocidade de um dos pares HP-GEN, HP-LPB ou HP-LPA. Se o que se deseja obter é o máximo amortecimento na faixa de 15 Hz a 25 Hz, a escolha dos pontos de medição recairia no par HP-LPA.

Se, nos demais estudos para o sistema, for identificada alguma condição para a qual se potencialize uma interação com o modo de 32 Hz, será necessário prever-se alguma medida complementar para controle de eventuais interações nesta faixa de frequência.

A Tabela 3.28 apresenta o efeito da presença do NDS em conjunto com os ajustes adotados na Tabela 3.27. Verifica-se, claramente, os efeitos benéficos do NDS sobre o modo de instabilidade subsíncrono. Tomando-se como base o caso em que o sinal de velocidade é derivado do par HP-LPA, verifica-se que para os modos 1 (15 Hz) e 2 (20 Hz) ocorre uma ligeira

diminuição de amortecimento sem, no entanto, comprometer a estabilidade destes modos.

TABELA 3.29
Autovalores do sistema sem e com estabilização suplementar.

(a) AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO S/ ESTABILIZAÇÃO SUPLEMENTAR				
-NO.-	---REAL---	---IMAG---	---FREQ--- (HZ)	---DAMP--- (%)
1	-6.86970	616.55911	98.12843	1.11413
2	-6.86970	-616.55911		
3	-333.34486	0.00000	0.00000	100.00000
4	0.00001	298.17674	47.45630	0.00000
5	0.00001	-298.17674		
6	0.06302	202.86527	32.28701	-0.03107
7	0.06302	-202.86527		
8	0.13443	160.38894	25.52669	-0.08381
9	0.13443	-160.38894		
10	-5.38502	136.83652	21.77821	3.93232
11	-5.38502	-136.83652		
12	0.04506	127.20662	20.24556	-0.03542
13	0.04506	-127.20662		
14	-0.05959	99.85569	15.89253	0.05968
15	-0.05959	-99.85569		
16	-65.75519	0.00000	0.00000	100.00000
17	-34.88711	0.00000	0.00000	100.00000
18	-25.42626	0.00000	0.00000	100.00000
19	-0.78001	11.19377	1.78154	6.95136
20	-0.78001	-11.19377		
21	-0.99168	0.00000	0.00000	100.00000
22	-4.63663	0.00000	0.00000	100.00000
23	-0.34184	0.00000	0.00000	100.00000
(b) AUTOVALORES DA MATRIZ DE ESTADO C/ ESTABILIZAÇÃO SUPLEMENTAR				
-NO.-	---REAL---	---IMAG---	---FREQ--- (HZ)	---DAMP--- (%)
1	-6.85991	616.55016	98.12701	1.11256
2	-6.85991	-616.55016		
3	-333.34496	0.00000	0.00000	100.00000
4	-0.00020	298.17669	47.45629	0.00007
5	-0.00020	-298.17669		
6	0.07291	202.86649	32.28721	-0.03594
7	0.07291	-202.86649		
8	-0.11681	160.37918	25.52514	0.07283
9	-0.11681	-160.37918		
10	-4.91420	136.53794	21.73069	3.59682
11	-4.91420	-136.53794		
12	-0.15139	127.38332	20.27369	0.11884
13	-0.15139	-127.38332		
14	-1.48697	100.30046	15.96331	1.48235
15	-1.48697	-100.30046		
16	-94.21827	6.42449	1.02249	99.76833
17	-94.21827	-6.42449		
18	-72.22951	28.21464	4.49050	93.14574
19	-72.22951	-28.21464		
20	-58.88275	0.00000	0.00000	100.00000
21	-11.59283	24.03076	3.82461	43.44991
22	-11.59283	-24.03076		
23	-30.67409	0.00000	0.00000	100.00000
24	-25.43201	0.00000	0.00000	100.00000
25	-4.83676	9.80469	1.56047	44.24079
26	-4.83676	-9.80469		
27	-0.89021	0.00000	0.00000	100.00000
28	-0.20566	0.00000	0.00000	100.00000
29	-4.59661	0.00000	0.00000	100.00000
30	-0.34318	0.00000	0.00000	100.00000

Verifica-se que este efeito de aumento do amortecimento positivo do modo elétrico acompanhado do aumento do amortecimento negativo dos modos torsionais, ocorre para todas as situações estudadas. O efeito mais sensível sobre os modos 1 e 2 indica que esta faixa é a mais suscetível para que se

estabeleça um condição de ressonância subsíncrona para o sistema do estudo.

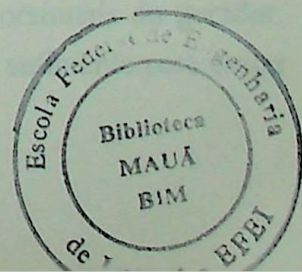
Finalmente, a Tabela 3.29 apresenta, em (a), os autovalores do sistema sem os controles de estabilização e, em (b), os autovalores com a presença dos controles suplementares. Esta tabela permite avaliar os efeitos dos controles adotados sobre os modos de instabilidade do sistema, confirmando os efeitos positivos já descritos e apresentando o comportamento dos demais modos do sistema associados ao desempenho da máquina elétrica e ao desempenho do controle. A menos da instabilidade do modo de 32 Hz, todos os demais modos apresentam-se bem amortecidos indicando que o conjunto de controle escolhido apresenta ajustes satisfatórios.

Cabe ainda dizer que, a não consideração dos amortecimentos torsionais do eixo, conduziu a resultados conservadores do ponto de vista da instabilidade torsional, reforçando a efetividade da utilização dos sinais adicionais apresentados no amortecimento de oscilações subsíncronas possíveis de acontecer em sistemas compensados por capacitor série e mesmo em sistemas não compensados que possam apresentar frequências oscilatórias na faixa subsíncrona oriundas de outros dispositivos do sistema elétrico.

3.5- Conclusões

O fenômeno de ressonância subsíncrona (RSS) pode ocorrer em sistemas compensados por capacitor série, quando nestes sistemas existirem geradores cujas características torsionais os levem a apresentar frequências naturais de oscilação na faixa do complemento da frequência natural do modo elétrico da rede.

Muito embora não possam ser classificadas como ressonâncias, as interações dinâmicas que podem ocorrer entre os dispositivos do sistema elétrico e o gerador, também podem-no levar a condições perigosas decorrentes de oscilações sustentadas, cujas conseqüências vão da perda de vida útil do eixo, passam pela presença de oscilações indesejadas nas tensões e correntes do sistema e podem chegar até à ruptura do eixo do gerador.



Por estas razões e considerando-se que, no caso de compensação série, os benefícios técnicos e econômicos resultantes da aplicação desta solução são bastante vantajosos, as medidas de controle dos fenômenos associados à RSS são do interesse de técnicos e empresas que possuam ou venham a possuir sistemas suscetíveis a apresentarem interações dinâmicas na faixa de frequências subsíncronas.

Dentro desta ótica, este capítulo apresentou uma discussão detalhada dos aspectos relacionados a uma medida de controle baseada na modulação adequada do controle de tensão do gerador, através de sinais estabilizadores convenientemente sintonizados para o controle de dois importantes fenômenos associados à RSS: o efeito de gerador de indução e a interação torsional.

Foi demonstrada a efetividade de sinais estabilizadores no controle destes aspectos da RSS e seus efeitos sobre o desempenho do gerador a pequenos desvios.

Um sinal derivado da composição dos desvios de potência ativa e reativa terminal da máquina mostra-se efetivo no controle do efeito de gerador de indução. Além disso, pelas características do sinal de estabilização, este estabilizador pode contribuir para o amortecimento do modo eletromecânico e, em certo grau, para o amortecimento de modos torsionais através de sintonização adequada de seu canal de potência ativa. Esta, entretanto, não deve ser sua responsabilidade primordial, visto que existe forte possibilidade de interação entre este controle e os modos torsionais do gerador. Adicionalmente, os níveis de teto encontrados nos reguladores de tensão acabam por impedir uma ação mais efetiva do estabilizador para distúrbios de maior monta. Finalmente, deve-se considerar que uma compensação adequadamente projetada não deverá conduzir a um modo elétrico no limiar da estabilidade e que dispositivos supressores como, por exemplo, o "by-pass" dos capacitores série são capazes de prover proteção adequada contra a eventual presença de correntes subsíncronas nas linhas de transmissão.

Um sinal derivado dos desvios de velocidade do gerador pode ser utilizado para prover amortecimento adicional para os modos torsionais do gerador. Foi demonstrado que a efetividade deste sinal pode ser suficiente para evitar

o estabelecimento do fenômeno de interação torsional e, de forma coordenada, contribuir significativamente para o amortecimento do modo eletromecânico de oscilação. Mesmo na ausência de compensação série, este sinal apresenta-se como uma medida efetiva de controle de interações subsíncronas que podem ocorrer entre o gerador e outros dispositivos do sistema de potência que produzam, através de seus sistemas de controle, oscilações na faixa das frequências naturais torsionais do gerador.

O escopo das análises realizadas ateu-se somente ao comportamento do gerador sob pequenos desvios. Estudos complementares, como simulações no tempo, devem ser realizados para verificação da eficácia das medidas adotadas bem como para validação de seus ajustes.

Finalmente, deve ser lembrado que não existe uma medida corretiva que por si só proteja o gerador e o sistema elétrico de todos os efeitos perigosos decorrentes da RSS ou de oscilações subsíncronas decorrentes de interações entre os controles do sistema. O sistema de excitação do gerador síncrono pode participar deste esforço complementando a ação de outras medidas que, em conjunto, podem fornecer proteção adequada e eliminar eventuais restrições operativas nos sistemas suscetíveis à RSS e/ou oscilações subsíncronas. O sistema de excitação pode ser efetivo no controle do fenômeno de gerador de indução e de interação torsional, quando estes fenômenos originam-se de pequenos distúrbios em torno do ponto de operação do gerador, situação na qual as interações dinâmicas se estabelecem de forma mais lenta e são de pequena amplitude.

Diante de grandes distúrbios que possam excitar os modos de instabilidade elétrica e torsional do gerador síncrono, provocando o estabelecimento de torques transitórios de grande amplitude, outras medidas de controle mais adequadas devem ser utilizadas.

CAPÍTULO 4

MODELAGEM PARA ESTUDOS DE RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA

4.1- Introdução

Ao longo dos Capítulos 1, 2 e 3 foram apresentados diversos resultados e análises com base no cálculo das fronteiras de estabilidade do gerador síncrono quando ligado à uma rede compensada por capacitor série, cálculo de autovalores e autovetores da matriz de estado do sistema linearizado formado a partir das equações descritivas do comportamento dinâmico conjunto da rede elétrica, gerador e sistema de massas do eixo e sistema de controle da excitação.

A resposta livre do sistema de massas do eixo foi calculada, com obtenção das formas de modos e realizadas análises com base nas grandezas modais do gerador.

Apresentou-se, também, uma aplicação da técnica de varredura em frequência para obtenção dos modos naturais elétricos de uma rede mais complexa com três trechos de compensação série, considerando-se a máquina elétrica representada por sua impedância operacional.

Todos estes resultados foram obtidos a partir de programas computacionais desenvolvidos para esta dissertação.

Para estudos de RSS é necessário que se represente a dinâmica da rede elétrica de forma a contemplar a presença do modo natural elétrico resultante das interações dinâmicas entre a indutância do sistema (máquina elétrica mais linha de transmissão) e o capacitor série. A representação da dinâmica torsional do sistema de massas do eixo também deve ser incluída.

No caso mais geral, várias serão as frequências naturais presentes na rede elétrica. A representação matemática deste sistema é laboriosa e exige

Uma sistemática eficiente e cuidadosa para derivação de um modelo de estado que inclua todos os modos subsíncronos e que, se possível, elimine redundâncias na escrita das equações de estado.

Para grande parte das análises levadas a termo nesta dissertação, adotou-se uma representação simplificada da rede através de três elementos R-L-C série. Tal não representa prejuízo para os objetivos propostos no trabalho, quais sejam, a caracterização do fenômeno de RSS e das interações dinâmicas entre o sistema compensado e a máquina elétrica em conjunto com o sistema de massas rotativas e o controle da excitação.

Muito embora tenha-se adotado a representação simplificada para a rede elétrica, o Apêndice III trata da representação de estado de uma rede genérica e apresenta o resultado do cálculo dos autovalores para a rede estudada no item 2.11.

No que se seguirá, apresentaremos os modelos matemáticos utilizados nos programas. Serão descritas as equações linearizadas de desempenho dinâmico de cada uma das partes componentes do sistema elétrico que, ao final, são acopladas resultando em um modelo de estado adequado para estudos de ressonância subsíncrona para um sistema do tipo máquina x barra infinita.

As equações serão escritas em por unidade, adotando-se para a rede e máquina elétrica a normalização proposta em [107,136]. O Apêndice I apresenta a normalização das equações para o sistema de massas do eixo.

4.2- Equações da Rede Elétrica

Considere a rede elétrica da Figura 2.1. Esta rede possui dois elementos armazenadores de energia que darão origem a duas variáveis de estado: a corrente no indutor e a tensão no capacitor.

Em relação à referência abc, podemos escrever:

$$V_t = (R + Lp)I + V_c + V_\infty \quad (4.1)$$

A transformação desta equação para a referência do rotor¹, conduz a:

$$v_d = (R_e + L_e p)i_d - \omega L_e i_q + v_{cd} + v_{\infty d} \quad (4.2a)$$

$$v_q = (R_e + L_e p)i_q + \omega L_e i_d + v_{cq} + v_{\infty q} \quad (4.2b)$$

Para o capacitor, as correntes i_d e i_q são dadas por:

$$i_d = Cpv_{cd} + \omega Cv_{cq} \quad (4.3a)$$

$$i_q = Cpv_{cq} - \omega Cv_{cd} \quad (4.3b)$$

Notando-se pv_{cd} e pv_{cq} por $\dot{v}_{cd}$ e $\dot{v}_{cq}$, vem:

$$\dot{v}_{cd} = \frac{1}{C}i_d + \omega v_{cq} \quad (4.4a)$$

$$\dot{v}_{cq} = \frac{1}{C}i_q - \omega v_{cd} \quad (4.4b)$$

As equações (4.2) e (4.4) exibem não-linearidades, desaparecem no modelo de estado final escrito em termos dos desvios das grandezas em relação a seus valores no ponto de operação sendo analisado.

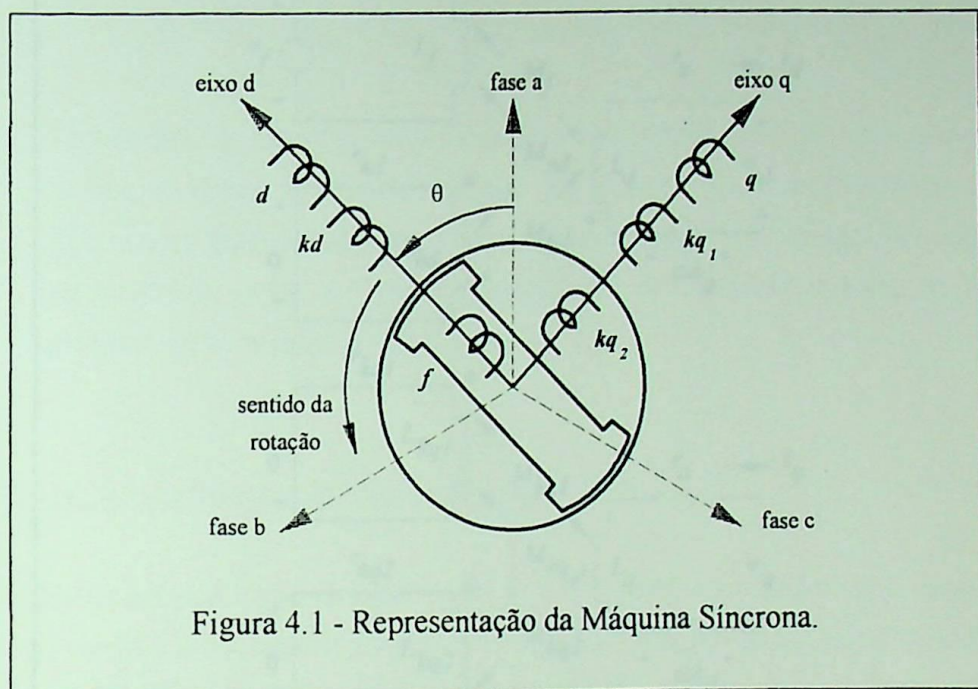
4.3- Equações da Máquina Síncrona

O modelo adotado para a máquina síncrona contempla a possibilidade de representação de até quatro enrolamentos de rotor, dois segundo o eixo d e dois segundo o eixo q, conforme a Figura 4.1. Este modelo permite a representação dos efeitos transitórios e subtransitórios para máquinas de pólos lisos ou de pólos salientes.

Nas análises apresentadas nesta dissertação o efeito de saturação foi desprezado.

¹ Para um estudo consistente das transformações entre referenciais para escrita das equações elétricas da rede e da máquina síncrona, vide [138].

As equações da máquina estão escritas na referência dq , para a convenção de gerador, adotando-se como variáveis de estado as correntes $i_d, i_f, i_{kd}, i_q, i_{kq_1}$ e i_{kq_2} , nesta ordem.



Matricialmente, tem-se:

$$\begin{bmatrix} v_d \\ -v_f \\ 0 \\ v_q \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} r_a & 0 & 0 & \omega L_q & \omega M_{kq_1} & \omega M_{kq_2} \\ 0 & r_f & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r_{kd} & 0 & 0 & 0 \\ -\omega L_d & -\omega M_f & -\omega M_{kd} & r_a & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & r_{kq_1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & r_{kq_2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_f \\ i_{kd} \\ i_q \\ i_{kq_1} \\ i_{kq_2} \end{bmatrix}$$

$$- \begin{bmatrix} L_d & M_f & M_{kd} & 0 & 0 & 0 \\ M_f & L_f & M_{rd} & 0 & 0 & 0 \\ M_{kd} & M_r & L_{kd} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & L_q & M_{kq_1} & M_{kq_2} \\ 0 & 0 & 0 & M_{kq_1} & L_{kq_1} & M_q \\ 0 & 0 & 0 & M_{kq_2} & M_{rq} & L_{kq_2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{i}_d \\ \dot{i}_f \\ \dot{i}_{kd} \\ \dot{i}_q \\ \dot{i}_{kq_1} \\ \dot{i}_{kq_2} \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

A equação matricial (4.5) pode ser representada esquematicamente por um circuito equivalente, conforme a Figura 4.2.

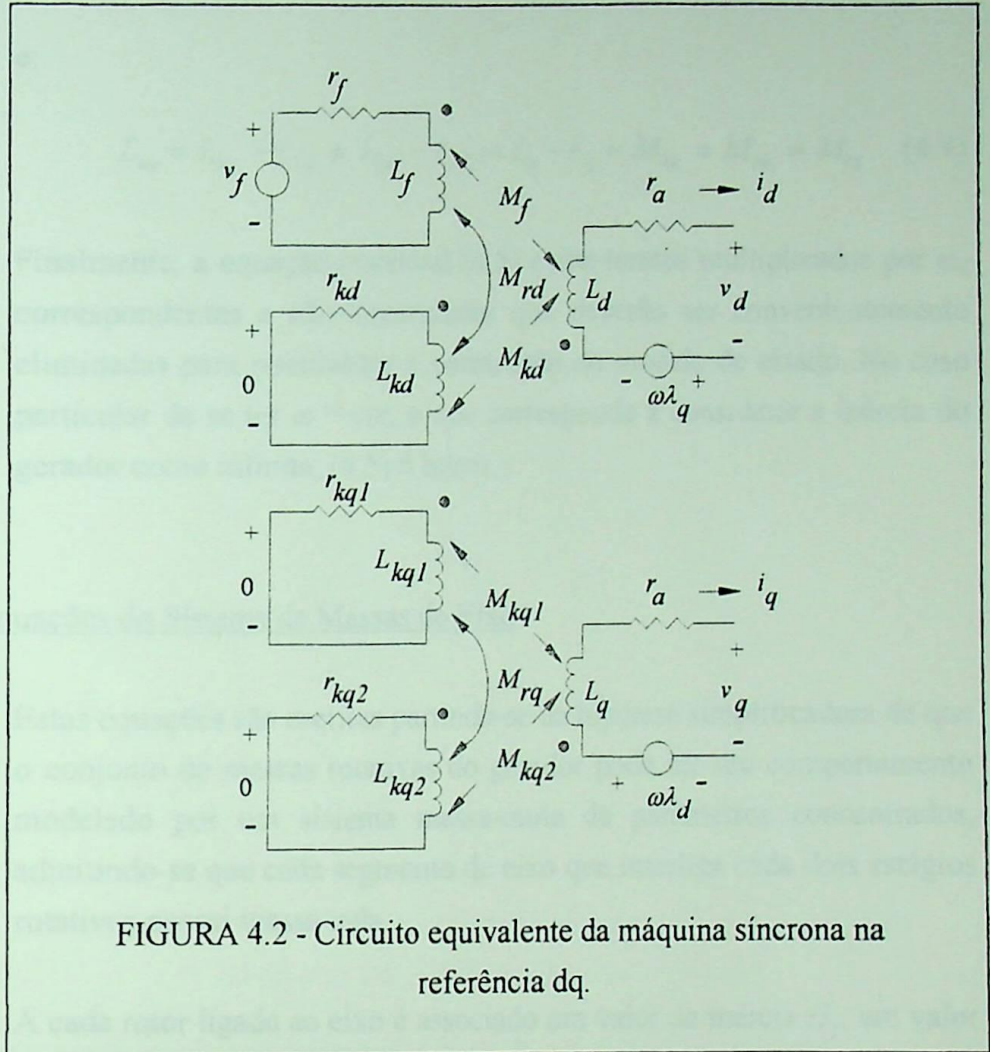


FIGURA 4.2 - Circuito equivalente da máquina síncrona na referência dq.

A normalização adotada para as equações da máquina é tal que a corrente base de rotor é referida à corrente base de estator de forma a resultar em fluxos mútuos de rotor e de estator de igual valor. Portanto os valores em por unidade, pode-se escrever para o eixo d:

$$L_{ad} \triangleq L_d - \ell_d = M_f = M_{kd} \text{ pu} \quad (4.6)$$

Também, em por unidade:

$$L_{ad} = L_{kd} - \ell_{kd} = L_f - \ell_f = L_d - \ell_d = M_f = M_{kd} = M_{rd} \quad (4.7)$$

De forma similar, para o eixo q, tem-se:

$$L_{aq} \triangleq L_q - \ell_q = M_{kq1} = M_{kq2} \text{ pu} \quad (4.8),$$

e:

$$L_{aq} = L_{kq_1} - \ell_{kq_1} = L_{kq_2} - \ell_{kq_2} = L_q - \ell_q = M_{kq_1} = M_{kq_2} = M_{rq} \quad (4.9)$$

Finalmente, a equação matricial (4.5) exibe termos multiplicados por ω , correspondentes a não-linearidades que deverão ser convenientemente eliminadas para possibilitar a construção do modelo de estado. No caso particular de se ter $\omega = cte$, o que corresponde a considerar a inércia do gerador como infinita, (4.5) é linear.

4.4- Equações do Sistema de Massas do Eixo

Estas equações são escritas partindo-se da hipótese simplificadora de que o conjunto de massas rotativas do gerador pode ter seu comportamento modelado por um sistema massa-mola de parâmetros concentrados, admitindo-se que cada segmento de eixo que interliga cada dois estágios rotativos possui massa nula.

A cada rotor ligado ao eixo é associado um valor de inércia H_j , um valor de amortecimento próprio D_j e, dependendo da posição relativa do rotor ao longo do eixo, até dois valores de amortecimento mútuo entre rotores adjacentes notados por D_{ij} e D_{jk} , onde i e k correspondem aos rotores adjacentes ao rotor j . A cada segmento do eixo é associado uma constante de rigidez elástica notada por K_{ij} , onde i e j representam os rotores interligados por um dado segmento de eixo.

A Figura 4.3 representa esquematicamente o sistema de massas do eixo de um turbo-gerador com quatro estágios.



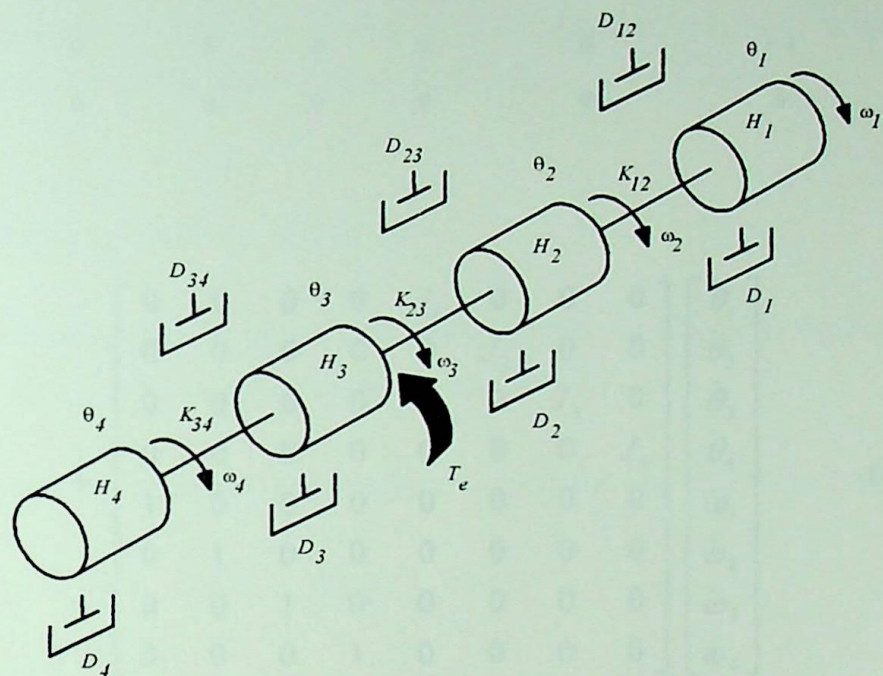


FIGURA 4.3 - Representação esquemática do sistema de massas do eixo de um turbo-gerador com 4 rotores.

Como hipótese simplificadora, admite-se que a totalidade do conjugado mecânico está aplicada no estágio do gerador. As equações de equilíbrio para o sistema de massas do eixo podem então ser escritas.

Matricialmente, tem-se:

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ T_m - T_e \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{12} & -K_{12} & 0 & 0 & D_{11} + D_{12} & -D_{12} & 0 & 0 \\ -K_{12} & K_{12} + K_{23} & -K_{23} & 0 & -D_{12} & D_{22} + D_{12} + D_{23} & -D_{23} & 0 \\ 0 & -K_{23} & K_{23} + K_{34} & -K_{34} & 0 & -D_{23} & D_{33} + D_{23} + D_{34} & -D_{34} \\ 0 & 0 & -K_{34} & K_{34} & 0 & 0 & -D_{34} & D_{44} + D_{34} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \\ \theta_4 \\ \omega_1 \\ \omega_2 \\ \omega_3 \\ \omega_4 \end{bmatrix}$$

$$+ \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & J_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & J_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & J_3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & J_4 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \dot{\theta}_3 \\ \dot{\theta}_4 \\ \dot{\omega}_1 \\ \dot{\omega}_2 \\ \dot{\omega}_3 \\ \dot{\omega}_4 \end{bmatrix} \quad (4.10),$$

com:

$$J_i = \frac{2H_i}{\omega_s} \quad (4.11)$$

No programas para análise de RSS e para cálculo da resposta livre do sistema de massas do eixo, a equação (4.10) foi generalizada de forma a permitir a representação de qualquer configuração para o eixo.

4.5- Equações do Sistema de Excitação

O sistema de excitação foi modelado por partes, de acordo com cada um de seus subsistemas de controle, de modo a permitir o estudo dos efeitos de cada um dos componentes na medida em que eles forem considerados no estudo.

As estruturas de controle escolhidas para o sistema de excitação não apresentam nenhuma não-linearidade.

Os sinais de controle para o regulador automático de tensão (desvios da tensão terminal) e sinais adicionais estabilizadores (desvios de velocidade do gerador e desvios de potência ativa e reativa) deverão ser obtidos em função das variáveis de estado.

4.5.1- Regulador Automático de Tensão

O modelo escolhido para o RAT introduz três variáveis de estado notadas por X_1 , X_2 , e X_3 , com $X_3 = \Delta E_{fd}$ (Figura 3.1).

As equações de estado e de saída para cada um dos blocos do RAT, são:

$$\dot{X}_1 = -\frac{1}{T_A} X_1 + \frac{K_A}{T_A} (V_{ref} - V_t + V_{s1} + V_{s2}) \quad (4.12a)$$

$$Y_1 = X_1 \quad (4.12b)$$

$$\dot{X}_2 = \frac{-1}{T_{X2}} X_2 + \frac{T_{X2} - T_{X1}}{T_{X2}^2} X_1 \quad (4.13a)$$

$$Y_2 = X_2 + \frac{T_{X1}}{T_{X2}} X_1 \quad (4.13b)$$

$$\dot{X}_3 = \frac{T_{X1}}{T_{X2} T_{X3}} X_1 + \frac{1}{T_{X3}} X_2 - \frac{1}{T_{X3}} X_3 \quad (4.14a)$$

$$Y_3 = X_3 \quad (4.14b)$$

Matricialmente, vem:

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \frac{1}{T_A} & 0 & 0 \\ \frac{T_{X1} - T_{X2}}{T_{X2}^2} & \frac{1}{T_{X2}} & 0 \\ \frac{-T_{X1}}{T_{X2}T_{X3}} & \frac{-T_{X1}}{T_{X2}T_{X3}} & \frac{1}{T_{X3}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \end{bmatrix}$$

$$- \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{X}_1 \\ \dot{X}_2 \\ \dot{X}_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{K_A}{T_A} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} [V_{ref} - V_i + V_{s1} + V_{s2}] \quad (4.15)$$

Observações:

- 1- V_i é função das variáveis de estado, e deverá ser substituído pela expressão correspondente.
- 2- Quando não for considerada a presença de sinais adicionais, V_{s1} e V_{s2} serão nulos.

4.5.2- Sinal Adicional para Amortecimento de Oscilações Eletromecânicas

Com a estrutura de controle escolhida para este sinal adicional (Figura 3.5), são introduzidas quatro novas variáveis de estado notadas por X_4 , X_5 , X_6 , e X_7 , com $X_7 = V_{s1}$. O sinal de controle é derivado dos desvios de velocidade do rotor do gerador².

$$\dot{X}_4 = \frac{-1}{T_w} X_4 - \frac{K_w}{T_w} \Delta \omega \quad (4.16a)$$

$$Y_4 = X_4 + K_w \Delta \omega \quad (4.16b)$$

² Na implementação computacional deste sinal foi programada a possibilidade de escolha do estágio a partir do qual o sinal de velocidade é medido. Também é possível derivar-se este sinal pela combinação dos desvios de velocidade de dois estágios quaisquer do gerador e escolher-se o ponto de entrada do sinal antes ou depois da malha do RAT.

$$\dot{X}_5 = \frac{T_{W2} - T_{W1}}{T_{W2}^2} X_4 - \frac{1}{T_{W2}} X_5 + \frac{K_W (T_{W2} - T_{W1})}{T_{W2}^2} \Delta\omega \quad (4.17a)$$

$$Y_5 = \frac{T_{W1}}{T_{W2}} X_4 + X_5 + K_W \frac{T_{W1}}{T_{W2}} \Delta\omega \quad (4.17b)$$

$$\dot{X}_6 = \frac{T_{W1} (T_{W4} - T_{W3})}{T_{W2} T_{W4}^2} X_4 + \frac{T_{W4} - T_{W3}}{T_{W4}^2} X_5 - \frac{1}{T_{W4}} X_6 + \frac{K_W T_{W1} (T_{W4} - T_{W3})}{T_{W2} T_{W4}^2} \Delta\omega \quad (4.18a)$$

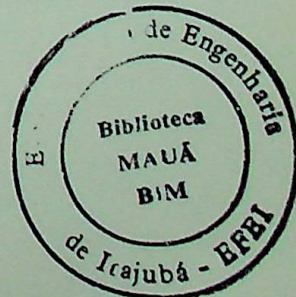
$$Y_6 = \frac{T_{W1} T_{W3}}{T_{W2} T_{W4}} X_4 + \frac{T_{W3}}{T_{W4}} X_5 + X_6 + K_W \frac{T_{W1} T_{W3}}{T_{W2} T_{W4}} \Delta\omega \quad (4.18b)$$

$$\dot{X}_7 = \frac{T_{W1} T_{W3}}{T_{W2} T_{W4} T_{W5}} X_4 + \frac{T_{W3}}{T_{W4} T_{W5}} X_5 + \frac{1}{T_{W5}} X_6 - \frac{1}{T_{W5}} X_7 + \frac{K_W T_{W1} T_{W3}}{T_{W2} T_{W4} T_{W5}} \Delta\omega \quad (4.19a)$$

$$Y_7 = X_7 \quad (4.19b)$$

Matricialmente, vem:

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \frac{1}{T_W} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{T_{W1} - T_{W2}}{T_{W2}^2} & \frac{1}{T_{W2}} & 0 & 0 \\ \frac{T_{W1} (T_{W3} - T_{W4})}{T_{W2} T_{W4}^2} & \frac{T_{W3} - T_{W4}}{T_{W4}^2} & \frac{1}{T_{W4}} & 0 \\ \frac{-T_{W1} T_{W3}}{T_{W2} T_{W4} T_{W5}} & \frac{-T_{W3}}{T_{W4} T_{W5}} & \frac{-1}{T_{W5}} & \frac{1}{T_{W5}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_4 \\ X_5 \\ X_6 \\ V_{S1} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{X}_4 \\ \dot{X}_5 \\ \dot{X}_6 \\ \dot{V}_{S1} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{K_W}{T_W} \\ K_W \frac{T_{W1} - T_{W2}}{T_{W2}^2} \\ K_W \frac{T_{W1} (T_{W3} - T_{W4})}{T_{W2} T_{W4}^2} \\ -K_W \frac{T_{W1} T_{W3}}{T_{W2} T_{W4} T_{W5}} \end{bmatrix} [\Delta\omega] \quad (4.20)$$



4.5.3- Sinal Adicional para Amortecimento do Modo Elétrico Subsíncrono

A representação deste sinal introduz mais três variáveis de estado (Figura 3.9). Estas variáveis serão notadas por X_8 , X_9 e X_{10} , com $X_{10} = V_{S1}$. O sinal de entrada deste estabilizador é composto pelos desvios de potência ativa e reativa terminal do gerador.

$$\dot{X}_8 = \frac{-1}{T_1} X_8 - \frac{K}{T_1} \Delta E \quad (4.21a)$$

$$Y_8 = X_8 + K \Delta E \quad (4.21b)$$

$$\dot{X}_9 = \frac{-1}{T_2} X_8 - \frac{1}{T_2} X_9 - \frac{K}{T_2} \Delta E \quad (4.22a)$$

$$Y_9 = X_8 + X_9 + K \Delta E \quad (4.22b)$$

$$\dot{X}_{10} = \frac{1}{T_3} X_8 + \frac{1}{T_3} X_9 - \frac{1}{T_3} X_{10} + \frac{K}{T_3} \Delta E \quad (4.23a)$$

$$Y_{10} = X_{10} = V_{S2} \quad (4.23b)$$

Matricialmente, vem:

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \frac{1}{T_1} & 0 & 0 \\ \frac{1}{T_2} & \frac{1}{T_2} & 0 \\ \frac{-1}{T_3} & \frac{-1}{T_3} & \frac{1}{T_3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_8 \\ X_9 \\ V_{S2} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{X}_8 \\ \dot{X}_9 \\ \dot{V}_{S1} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{K}{T_1} \\ \frac{K}{T_2} \\ \frac{-K}{T_3} \end{bmatrix} \Delta E \quad (4.24),$$

com ΔE dado pela expressão abaixo:

$$\Delta E = \Delta P_e \sin \theta + \Delta Q_e \cos \theta \quad (4.25)$$

Para derivação final do sinal do estabilizador, ΔP_e e ΔQ_e deverão ser escritos em função das variáveis de estado e suas expressões linearizadas incorporadas ao modelo.

4.6- Linearização das Equações de Desempenho Dinâmico e Acoplamento dos Submodelos

Para possibilitar a representação do sistema por um modelo de estado que permita a aplicação de técnicas de análise linear, as equações que exibem não-linearidades devem ser linearizadas. Além disso, os acoplamentos entre os diversos componentes do sistema devem ser levados em consideração. Nos itens a seguir, daremos conta desta tarefa e finalizaremos a construção do modelo de estado utilizado nesta dissertação.

4.6.1- Linearização das Equações da Máquina Síncrona

A linearização das equações (4.5), resulta em:

$$\begin{bmatrix} \Delta v_d \\ -\Delta v_f \\ 0 \\ \Delta v_q \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} r_a & 0 & 0 & \omega_0 L_q & \omega_0 M_{kq_1} & \omega_0 M_{kq_2} \\ 0 & r_f & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r_{kd} & 0 & 0 & 0 \\ -\omega_0 L_d & -\omega_0 M_f & -\omega_0 M_{kd} & r_a & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & r_{kq_1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & r_{kq_2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_f \\ \Delta i_{kd} \\ \Delta i_q \\ \Delta i_{kq_1} \\ \Delta i_{kq_2} \end{bmatrix}$$

$$- \begin{bmatrix} L_d & M_f & M_{kd} & 0 & 0 & 0 \\ M_f & L_f & M_{rd} & 0 & 0 & 0 \\ M_{kd} & M_r & L_{kd} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & L_q & M_{kq_1} & M_{kq_2} \\ 0 & 0 & 0 & M_{kq_1} & L_{kq_1} & M_q \\ 0 & 0 & 0 & M_{kq_2} & M_{rq} & L_{kq_2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \dot{i}_d \\ \Delta \dot{i}_f \\ \Delta \dot{i}_{kd} \\ \Delta \dot{i}_q \\ \Delta \dot{i}_{kq_1} \\ \Delta \dot{i}_{kq_2} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \lambda_{q0} \\ 0 \\ 0 \\ -\lambda_{d0} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} [\Delta \omega] \quad (4.26)$$

Onde:

$$\lambda_{d0} = L_d i_{d0} + M_f i_{f0} + M_{kd} i_{kd0}$$

e

$$\lambda_{q0} = L_q i_{q0} + M_{kq_1} i_{kq_10} + M_{kq_2} i_{kq_20}$$

4.6.2- Linearização das Equações da Rede

A representação da rede elétrica envolve as equações (4.2) e (4.4). As equações (4.2) podem ser escritas como:

$$v_d = -K_\infty \sin(\delta - \alpha) + R_e i_d + L_e \dot{i}_d + \omega L_e i_q + v_{cd} \quad (4.27a)$$

$$v_q = K_\infty \cos(\delta - \alpha) + R_e i_q + L_e \dot{i}_q - \omega L_e i_d + v_{cq} \quad (4.27b)$$

Onde:

$$K_\infty = \sqrt{3}V_\infty$$

$$\bar{V}_\infty = V_\infty \angle \alpha$$

Linearizando-se (4.27), vem:

$$\Delta v_d = -K_\infty \cos(\delta_0 - \alpha) \Delta \delta + R_e \Delta i_d + \omega_0 L_e \Delta i_q + i_{q0} L_e \Delta \omega + L_e \Delta \dot{i}_d + \Delta v_{cd} \quad (4.28a)$$

$$\Delta v_q = -K_\infty \sin(\delta_0 - \alpha) \Delta \delta + R_e \Delta i_q + L_e \Delta \dot{i}_q - \omega_0 L_e \Delta i_d - i_{d0} L_e \Delta \omega + \Delta v_{cq} \quad (4.28b)$$

Substituindo (4.28) em (4.26), vem:

$$\begin{aligned} & -K_\infty \cos(\delta_0 - \alpha) \Delta \delta + R_e \Delta i_d + \omega_0 L_e \Delta i_q + i_{q0} L_e \Delta \omega + L_e \Delta \dot{i}_d + \Delta v_{cd} \\ & = -r_a \Delta i_d - \omega_0 L_q \Delta i_q - \omega_0 M_{kq_1} \Delta i_{kq_1} - \omega_0 M_{kq_2} \Delta i_{kq_2} - \lambda_{q0} \Delta \omega - \\ & L_d \Delta \dot{i}_d - M_f \Delta \dot{i}_f - M_{kd} \dot{i}_{kd} \end{aligned} \quad (4.29a)$$

$$\begin{aligned} & -K_\infty \sin(\delta_0 - \alpha) \Delta \delta + R_e \Delta i_q + L_e \Delta \dot{i}_q - \omega_0 L_e \Delta i_d - i_{d0} L_e \Delta \omega + \Delta v_{cq} \\ & = \omega_0 L_d \Delta i_d + \omega_0 M_f \Delta i_f + \omega_0 M_{kd} \Delta i_{kd} + \lambda_{d0} \Delta \omega - r_a \Delta i_q - \\ & L_q \Delta \dot{i}_q - M_{kq_1} \Delta \dot{i}_{kq_1} - M_{kq_2} \Delta \dot{i}_{kq_2} \end{aligned} \quad (4.29b)$$

Rearranjando e agrupando termos, vem:

$$0 = \Delta v_{cd} - \hat{r} \Delta i_d - \omega_0 \hat{L}_q \Delta i_q - \omega_0 M_{kq_1} \Delta i_{kq_1} - \omega_0 M_{kq_2} \Delta i_{kq_2} + K_\infty \cos(\delta_0 - \alpha) \Delta \delta - \hat{\lambda}_{q0} \Delta \omega - \hat{L}_d \Delta \dot{i}_d - M_f \Delta \dot{i}_f - M_{kd} \dot{i}_{kd} \quad (4.30a)$$

$$0 = \Delta v_{cq} - \hat{r} \Delta i_q + \omega_0 \hat{L}_d \Delta i_d + \omega_0 M_f \Delta i_f + \omega_0 M_{kd} \Delta i_{kd} + K_\infty \sin(\delta_0 - \alpha) \Delta \delta + \hat{\lambda}_{d0} \Delta \omega - \hat{L}_q \Delta \dot{i}_q - M_{kq_1} \Delta \dot{i}_{kq_1} - M_{kq_2} \dot{i}_{kq_2} \quad (4.30b)$$

com:

$$\hat{\lambda}_{d0} = \lambda_{d0} + L_e i_{d0} \quad (4.31a)$$

$$\hat{\lambda}_{q0} = \lambda_{q0} + L_e i_{q0} \quad (4.31b)$$

$$\hat{r} = r_a + R_e \quad (4.31c)$$

$$\hat{L}_d = L_d + L_e \quad (4.31d)$$

$$\hat{L}_q = L_q + L_e \quad (4.31e)$$

A linearização das equações (4.4), conduz a:

$$0 = -\omega_0 \Delta v_{cq} + \frac{1}{C} \Delta i_d - v_{cq0} \Delta \omega - \dot{v}_{cd} \quad (4.32a)$$

$$0 = \omega_0 \Delta v_{cd} + \frac{1}{C} \Delta i_q + v_{cd0} \Delta \omega - \dot{v}_{cq} \quad (4.32a)$$

4.6.3- Linearização das Equações do Sistema de Massas do Eixo

A linearização das equações do sistema de massas do eixo conduzirá a uma forma idêntica a (4.10), com as seguintes considerações:

- a) A variação de conjugado mecânico será considerada nula, ou,
 $\Delta T_m = 0$.

- b) A totalidade do conjugado elétrico está aplicada ao estágio correspondente ao gerador.

A expressão para o conjugado elétrico é dada por (4.33).

$$T_e = \frac{1}{3}(\lambda_d i_q - \lambda_q i_d) \quad (4.33)$$

Expressando os enlaces de fluxo em função das correntes, pode-se escrever:

$$T_e = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} L_d i_q & M_f i_q & M_{kd} i_q & -L_q i_d & -M_{kq_1} i_d & -M_{kq_2} i_d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_f \\ i_{kd} \\ i_d \\ i_{kq_1} \\ i_{kq_2} \end{bmatrix} \quad (4.34)$$

A linearização de (4.34) conduz a:

$$\Delta T_e = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} L_d i_{q0} - \lambda_{q0} & -M_f i_{q0} & -M_{kd} i_{q0} & -(\lambda_{d0} - L_q i_{d0}) & M_{kq_1} i_{d0} & M_{kq_2} i_{d0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_f \\ \Delta i_{kd} \\ \Delta i_d \\ \Delta i_{kq_1} \\ \Delta i_{kq_2} \end{bmatrix} \quad (4.35)$$

A substituição de (4.35) na equação (4.10), expressa em função dos desvios das variáveis, completa a linearização das equações do sistema de massas do eixo. Através desta equação fica definido o acoplamento das equações da máquina elétrica com as equações do sistema de massas do eixo. Este acoplamento se dá através do estágio do gerador.

4.6.4- Linearização das Equações do Sistema de Excitação

Os blocos de controle do sistema de excitação são todos lineares. Entretanto, os sinais de entrada do RAT e dos estabilizadores devem ter sua expressões escritas em função das variáveis de estado do sistema,

sendo posteriormente linearizadas. No caso particular do estabilizador derivado dos desvios de velocidade, isto não será necessário, já que $\Delta\omega$ é variável de estado. Assim, as equações (4.20) já se apresentam na forma final para serem acopladas ao modelo de estado do sistema.

4.6.4.1- Derivação dos Desvios de Tensão Terminal

O acoplamento do RAT com o restante do sistema se dará através dos desvios de tensão da barra terminal da máquina. Sabemos que:

$$V_t^2 = \frac{1}{3}(v_d^2 + v_q^2) \quad (4.36)$$

Linearizando (4.36), tem-se:

$$\Delta V_t = k_{d0}\Delta v_d + k_{q0}\Delta v_q \quad (4.37)$$

Onde:

$$k_{d0} = \frac{1}{3} \frac{v_{d0}}{V_{t0}}$$

e

$$k_{q0} = \frac{1}{3} \frac{v_{q0}}{V_{t0}}$$

Levando (4.28) em (4.37), vem:

$$\begin{aligned} \Delta V_t = & k_{d0}\Delta v_{cd} + k_{q0}\Delta v_{cq} + (k_{d0}R_e - k_{q0}\omega_0 L_e)\Delta i_d + (k_{d0}\omega_0 L_e + k_{q0}R_e)\Delta i_q \\ & - K_\infty (k_{d0}\cos(\delta_0 - \alpha) + k_{q0}\sin(\delta_0 - \alpha))\Delta\delta + (k_{d0}i_{q0}L_e - k_{q0}i_{d0}L_e)\Delta\omega \\ & + k_{d0}L_e\Delta\dot{i}_d + k_{q0}L_e\Delta\dot{i}_q \end{aligned} \quad (4.38)$$

Com (4.15), considerando-se $\Delta V_{ref} = 0$ e substituindo-se V_t por ΔV_t conforme a expressão (4.38), completam-se as equações de estado para o RAT.

4.6.4.2- Derivação do Sinal ΔE (combinação dos desvios de potência ativa e reativa terminal da máquina)

O estabilizador para o modo elétrico subsíncrono tem como sinal de entrada, uma combinação dos desvios de potência ativa reativa terminal da máquina, conforme a equação (4.25).

ΔP_e e ΔQ_e são funções das variáveis de estado. Suas expressões são derivadas a seguir.

As potências ativa e reativa terminais da máquina são dadas por:

$$P_e = v_d i_d + v_q i_q \quad (4.39)$$

$$Q_e = v_d i_q - v_q i_d \quad (4.40)$$

Procedendo-se a linearização das expressões (4.39) e (4.40), vem:

$$\Delta P_e = v_{d0} \Delta i_d + i_{d0} \Delta v_d + v_{q0} \Delta i_q + i_{q0} \Delta v_q \quad (4.41)$$

$$\Delta Q_e = v_{d0} \Delta i_q + i_{q0} \Delta v_d - v_{q0} \Delta i_d - i_{d0} \Delta v_q \quad (4.42)$$

Levando-se (4.28) em (4.41) e (4.42), vem:

$$\begin{aligned} \Delta P_e = & i_{d0} \Delta v_{cd} \\ & + i_{q0} \Delta v_{cq} \\ & + (v_{d0} + R_e i_{d0} - \omega_0 L_e i_{q0}) \Delta i_d \\ & + (v_{q0} + \omega_0 L_e i_{d0} + R_e i_{q0}) \Delta i_q \\ & + (-K_\infty \cos(\delta_0 - \alpha) i_{d0} - K_\infty \sin(\delta_0 - \alpha) i_{q0}) \Delta \delta \\ & + (i_{d0} i_{q0} L_e - i_{d0} i_{q0} L_e) \Delta \omega \\ & + (i_{d0} L_e) \Delta \dot{i}_d \\ & + (i_{q0} L_e) \Delta \dot{i}_q \end{aligned} \quad (4.43)$$

$$\begin{aligned}
\Delta Q_e = & i_{q0} \Delta v_{cd} \\
& - i_{d0} \Delta v_{cq} \\
& + (-v_{q0} + R_e i_{q0} + \omega_0 L_e i_{d0}) \Delta i_d \\
& + (v_{d0} + \omega_0 L_e i_{q0} - R_e i_{d0}) \Delta i_q \\
& + (-K_\infty \cos(\delta_0 - \alpha) i_{q0} + K_\infty \sin(\delta_0 - \alpha) i_{d0}) \Delta \delta \\
& + (i_{d0}^2 L_e + i_{q0}^2 L_e) \Delta \omega \\
& + (i_{q0} L_e) \Delta i_d \\
& - (i_{d0} L_e) \Delta i_q
\end{aligned} \tag{4.44}$$

Levando (4.43) e (4.44) em (4.25), chega-se a:

$$\begin{aligned}
\Delta E = & (i_{d0} \sin \theta + i_{q0} \cos \theta) \Delta v_{cd} \\
& + (i_{q0} \sin \theta - i_{d0} \cos \theta) \Delta v_{cq} \\
& + ((v_{d0} + R_e i_{d0} - \omega_0 L_e i_{q0}) \sin \theta + (-v_{q0} + R_e i_{q0} + \omega_0 L_e i_{d0}) \cos \theta) \Delta i_d \\
& + ((v_{q0} + \omega_0 L_e i_{d0} + R_e i_{q0}) \sin \theta + (v_{d0} + \omega_0 L_e i_{q0} - R_e i_{d0}) \cos \theta) \Delta i_q \\
& + \left(\begin{aligned} & (-K_\infty \cos(\delta_0 - \alpha) i_{d0} - K_\infty \sin(\delta_0 - \alpha) i_{q0}) \sin \theta + \\ & (-K_\infty \cos(\delta_0 - \alpha) i_{q0} + K_\infty \sin(\delta_0 - \alpha) i_{d0}) \cos \theta \end{aligned} \right) \Delta \delta \\
& + ((i_{d0}^2 + i_{q0}^2) L_e \cos \theta) \Delta \omega \\
& + (i_{d0} L_e \sin \theta + i_{q0} L_e \cos \theta) \Delta i_d \\
& + (i_{q0} L_e \sin \theta - i_{d0} L_e \cos \theta) \Delta i_q
\end{aligned} \tag{4.45}$$

A expressão (4.45) descreve o sinal derivado de desvios de potencia ativa e reativa terminais da máquina em função das variáveis de estado. Substituindo-se (4.45) em (4.24) completa-se a linearização das equações do controle de estabilização suplementar para o modo elétrico subsíncrono.

4.7- Conclusões

No Capítulo 4 foram descritas as equações utilizadas na construção do modelo de estado para estudos de ressonância subsíncrona.

O primeiro aspecto importante da modelagem diz respeito à representação da dinâmica da rede elétrica, não levada em consideração nos programas convencionais de estabilidade. No caso da representação simplificada R-L-C série da rede elétrica, a escrita das equações de estado pode ser feita por inspeção. No caso mais geral de uma rede malhada com vários trechos de compensação série, a escrita das equações de estado exige um procedimento sistematizado como um dos descritos em [39,79,106,136].

A modelagem da máquina síncrona exige uma representação adequada dos efeitos transitórios e subtransitórios de forma a bem caracterizar as interações à frequência subsíncrona, permitindo reproduzir com precisão o desempenho da máquina elétrica diante dos fenômenos de auto-excitação elétrica síncrona ou assíncrona. Embora exista a possibilidade de se efetuar análises aproximadas, conforme mostrado no Capítulo 2, a perfeita caracterização do efeito de gerador de indução e dos efeitos do desempenho dos enrolamentos da máquina síncrona sobre esta questão depende de um modelo com as características citadas.

A caracterização da interação torsional exige uma modelagem detalhada do sistema de massas do eixo do gerador. Tal característica não é encontrada nos programas convencionais de estabilidade e é imprescindível para a determinação das fronteiras de estabilidade do gerador diante da ocorrência da RSS, ou seja, máximo acoplamento entre o modo instável da rede e um ou mais dos modos torsionais mecânicos do sistema de massas do eixo. Além do mais, a representação detalhada do eixo permite a ampliação do escopo da modelagem quando se consideram os efeitos dos controles do gerador síncrono sobre o fenômeno de interação torsional.

Embora a representação do sistema de excitação do gerador não se constitua em um aspecto fundamental para caracterização das instabilidades associadas a presença do capacitor série no sistema de

transmissão, a possibilidade de avaliar o desempenho do gerador em conjunto com seu controle de tensão e sinais adicionais estabilizadores, pode ser uma ferramenta importante no projeto e avaliação da efetividade de medidas mitigadoras dos efeitos adversos da compensação série, baseadas na utilização do sistema de excitação do gerador.

A construção matemática e implementação computacional do(s) modelo(s) exibe um grau de complexidade significativo. O nível de detalhamento a ser atingido por esta modelagem dependerá do escopo do estudo a ser realizado e das análises que deverão ser efetuadas. Por exemplo, para se determinar a possibilidade de ocorrência de instabilização do modo elétrico, basta representar-se as dinâmicas associadas puramente aos fenômenos elétricos que se desenvolvem pela interação entre as indutâncias da rede e da máquina e o capacitor série. Por outro lado, o projeto de um sinal estabilizador via sistema de excitação para amortecimento torsional exigirá o máximo detalhamento possível na representação do sistema, de modo a bem se caracterizar todos os efeitos e interações relevantes entre controles, gerador, sistema de massas do eixo e rede elétrica.

Finalmente, a precisão dos resultados e riqueza das análises proporcionadas pelas técnicas de análise linearizada recomendam fortemente sua aplicação no estudo dos fenômenos associados à presença de oscilações subsíncronas no sistema de potência, quer sejam estas oscilações oriundas de interações entre os modos elétricos subsíncronos característicos de redes compensadas por capacitor série e os modos torsionais de geradores ou resultantes de interações dinâmicas entre controles do sistema de potência e geradores.

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES

5.1- Conclusões Gerais

O arcabouço institucional sob o qual se organizam os sistemas elétricos brasileiros passa por intensa modificação. Estas alterações, decorrentes da promulgação e regulamentação de leis e portarias que reorganizam as relações entre os agentes econômicos com interesses no negócio de energia elétrica, já apresentam algumas conseqüências práticas como, por exemplo, a abertura do acesso à transmissão a agentes privados interessados no transporte de energia elétrica. Muitas outras transformações são esperadas pela abertura à participação privada da exploração econômica dos sistemas elétricos. Tais transformações, a par de seu cunho fundamentalmente econômico, trarão conseqüências que se refletirão nos aspectos tecnológicos da produção e transmissão da energia elétrica, principalmente considerando-se as dimensões continentais do Brasil, seus potenciais inexplorados, a necessidade de maior integração entre sistemas regionais, o aumento de oferta de energia aos grandes centros de carga situados nas áreas mais industrializadas e povoadas do país e a existência de vastas fronteiras internacionais, que convidam a uma ampla possibilidade de integração energética com países vizinhos, não só pela troca energética na forma final elétrica, como também pela importação de energéticos fósseis abundantes em muitos de nossos vizinhos e parceiros econômicos.

Dentro deste ambiente, muitas são as possibilidades técnicas para o desenvolvimento e exploração do sistema elétrico. Retorno econômico e eficiência técnica cada vez mais andarão lado a lado no sentido de propiciar o melhor serviço ao menor preço. No que tange aos aspectos relacionados à transmissão de grandes blocos de energia, a compensação série surge como opção competitiva, capaz de inserir-se com vantagem neste novo ambiente em transformação, permitindo não só a busca de novos potenciais longínquos como também o aumento da capacidade de transmissão de sistemas existentes, sem necessidade de duplicação das instalações que já operam. Entretanto, para que esta aplicação não resulte em problemas operacionais para os sistemas, é preciso conhecer-se as conseqüências potencialmente perigosas da presença do capacitor série na rede e dispor-se de ferramental computacional adequado para as análises necessárias para o planejamento e operação de sistemas dotados de compensação série. O interesse sobre esta questão aumenta na medida que a evolução esperada para os sistemas elétricos brasileiros, contempla de forma significativa a geração de energia elétrica a partir de fontes térmicas, para as quais a presença na rede elétrica de modos dinâmicos de interação subsíncrona pode ser muito perigosa.

No âmbito desta dissertação, foram apresentados os fundamentos do fenômeno de ressonância subsíncrona em redes compensadas por capacitores série e realizadas aplicações do ferramental computacional desenvolvido para estudo deste fenômeno, com especial atenção ao controle das oscilações subsíncronas através do sistema de excitação da máquina síncrona. Discutiu-se também outros tipos de instabilidade eletromecânica presentes nos sistemas de potência.

A caracterização da RSS envolve a compreensão de diversos fenômenos de natureza eletromecânica, englobando todos os fenômenos dinâmicos que se estendem por uma faixa de frequência em grande parte coincidente com a faixa de frequências associada à estabilidade transitória. Assim sendo, muitos dos modelos utilizados para os estudos deste tipo de estabilidade foram diretamente utilizados, acrescidos das extensões necessárias ao estudo da ressonância subsíncrona, principalmente no que concerne à representação das dinâmicas da rede elétrica e do sistema de massas do eixo do gerador, normalmente não explicitadas nos estudos rotineiros de estabilidade.

O comportamento transitório do sistema de potência envolve efeitos com características situadas entre a dinâmica dos surtos atmosféricos e aquelas associadas ao despacho de geração e acompanhamento da curva de carga. Tal faixa dinâmica cobre várias décadas do domínio da frequência, sendo que a RSS posiciona-se mais acentuadamente na faixa intermediária deste domínio, com as frequências de oscilação de maior interesse variando entre 10 e 50 Hz. Os modelos para estudos de RSS devem então representar bem os fenômenos aí compreendidos, incorporando também frequências fora desta faixa para que as modulações de outras interações que possam refletir-se na faixa de interesse sejam devidamente consideradas.

O fenômeno de ressonância subsíncrona (RSS) foi caracterizado com base na avaliação da excursão dos modos oscilatórios relevantes para determinação do comportamento dinâmico de um sistema compensado por capacitor série. Este tipo de instabilidade ocorre associado a outros tipos de instabilidade eletromecânica. Tais instabilidades foram analisadas à luz do comportamento dinâmico do gerador sob pequenos

desvios. Apresentou-se uma análise quantitativa com base nos programas computacionais desenvolvidos. Tais análises englobaram a determinação do limite de estabilidade no plano $R_e \times X_c$, caracterizando cada um dos fenômenos associados a RSS na medida em que seus efeitos foram considerados na modelagem.

Exemplificou-se a aplicação da análise modal do eixo do gerador, caracterizando-se as grandezas modais e comentando-se as limitações inerentes à esta análise. No âmbito desta discussão foram apontados alguns aspectos relativos ao comportamento dos amortecimentos do modo elétrico subsíncrono e dos modos torsionais quando da ocorrência do fenômeno de interação torsional. Ficou demonstrado, pelo cálculo destes amortecimentos em função do grau de compensação série da rede, que o efeito da interação torsional sobre os amortecimentos dependerá do amortecimento existente para o modo elétrico na faixa de interação.

A técnica de varredura em frequência, pela sua simplicidade, mostra-se adequada para avaliações preliminares de RSS em grandes sistemas. Uma análise com base nesta técnica foi apresentada e seus resultados confrontados com os resultados do programa de autovalores, podendo ambas as abordagens ser utilizadas de forma complementar.

A análise do fenômeno de ressonância subsíncrona inclui aspectos relacionados com os efeitos de gerador de indução e de interação torsional, incluindo a avaliação de torques transitórios durante distúrbios como faltas e chaveamentos na rede e também a determinação da perda de vida do eixo do gerador por fadiga cíclica resultante dos efeitos danosos da interação torsional. Os efeitos de gerador de indução e de interação torsional foram discutidos em detalhe para o caso de um turbo-

gerador, já que para este tipo de máquina existe a possibilidade de ocorrência de amortecimento negativo de grande amplitude para as oscilações torsionais. As máquinas hidráulicas, pelas suas características físicas, não apresentam problemas decorrentes de interação torsional.

Apesar das instabilidades que podem surgir em função da compensação série, os benefícios técnicos e econômicos resultantes da aplicação desta solução são bastante vantajosos. Assim sendo, medidas de controle dos fenômenos associados à RSS são do interesse de técnicos e empresas que possuam ou venham a possuir sistemas suscetíveis a apresentarem interações dinâmicas na faixa de frequências subsíncronas.

Dentro desta ótica, discutiu-se detalhadamente os aspectos relacionados a uma medida de controle baseada na modulação adequada do controle de tensão do gerador, através de sinais estabilizadores convenientemente sintonizados para o controle de dois importantes fenômenos associados à RSS: o efeito de gerador de indução e a interação torsional.

Foi demonstrada a efetividade de sinais estabilizadores no controle destes aspectos da RSS e seus efeitos sobre o desempenho do gerador sob pequenos desvios.

Um sinal derivado da composição dos desvios de potência ativa e reativa terminal da máquina mostra-se efetivo no controle do efeito de gerador de indução. Além disso, pelas características do sinal de estabilização, este estabilizador pode contribuir para o amortecimento do modo eletromecânico e, em certo grau, para o amortecimento de modos torsionais através de sintonização adequada de seu canal de potência ativa. Esta, entretanto, não deve ser sua responsabilidade primordial, visto que existe forte possibilidade de interação entre este controle e os modos torsionais do gerador. Adicionalmente, os níveis de teto encontrados nos reguladores de tensão acabam por impedir uma ação mais efetiva do estabilizador para distúrbios de maior monta. Deve-se considerar que uma compensação adequadamente projetada não conduzirá a um modo elétrico no limiar da estabilidade.

Foi demonstrado que um sinal derivado dos desvios de velocidade do gerador é efetivo para evitar o estabelecimento do fenômeno de interação torsional e, de forma coordenada, contribuir significativamente para o amortecimento do modo eletromecânico de oscilação. Mesmo na ausência de compensação série, este sinal apresenta-se como uma medida efetiva de controle de interações subsíncronas que podem ocorrer entre o gerador e outros dispositivos do sistema de potência que produzam, através de seus sistemas de controle, oscilações na faixa das frequências naturais torsionais do gerador.

Estudos complementares, como simulações no tempo, devem ser realizados para verificação da eficácia das medidas adotadas bem como para validação de seus ajustes.

Não existe uma medida corretiva que por si só proteja o gerador e o sistema elétrico de todos os efeitos perigosos decorrentes da RSS ou de oscilações subsíncronas originadas por interações entre os controles do sistema e os modos torsionais do gerador. O sistema de excitação do gerador síncrono pode participar deste esforço complementando a ação de outras medidas que, em conjunto, podem fornecer proteção adequada e eliminar eventuais restrições operativas nos sistemas suscetíveis à RSS e/ou oscilações subsíncronas. O sistema de excitação pode ser efetivo no controle do fenômeno de gerador de indução e de interação torsional, quando estes fenômenos originam-se de pequenos distúrbios em torno do ponto de operação do gerador, situação na qual as interações dinâmicas se estabelecem de forma mais lenta e são de pequena amplitude.

Diante de grandes distúrbios, que possam excitar os modos de instabilidade elétrica e torsional do gerador síncrono, provocando o estabelecimento de torques transitórios de grande amplitude, outras medidas de controle mais adequadas devem ser utilizadas.

A modelagem para RSS é complexa e exige cuidados especiais com relação à representação dos componentes do sistema que mais podem interagir na faixa de instabilidade subsíncrona. A representação da dinâmica da rede elétrica, não levada em consideração nos programas convencionais de estabilidade, deve obrigatoriamente ser contemplada quando da presença de capacitores série.

A modelagem da máquina síncrona exige uma representação adequada dos efeitos transitórios e subtransitórios de forma a bem caracterizar as interações à frequência subsíncrona, permitindo reproduzir com precisão o desempenho da máquina elétrica diante dos fenômenos de auto-excitação elétrica síncrona ou assíncrona. A perfeita caracterização do efeito de gerador de indução e dos efeitos do desempenho dos enrolamentos da máquina síncrona sobre estas questões, depende de um modelo com as características citadas.

A caracterização da interação torsional exige uma modelagem detalhada do sistema de massas do eixo do gerador. Tal característica não é encontrada nos programas convencionais de estabilidade e é imprescindível para a determinação das fronteiras de estabilidade do gerador diante da ocorrência da RSS. A representação detalhada do eixo permite a ampliação do escopo da modelagem quando se consideram os efeitos dos controles do gerador síncrono sobre o fenômeno de interação torsional.

Embora a representação do sistema de excitação do gerador não se constitua em um aspecto fundamental para caracterização das instabilidades associadas à presença do capacitor série no sistema de transmissão, a possibilidade de avaliar o desempenho do gerador em conjunto com seu controle de tensão e sinais adicionais estabilizadores, é uma ferramenta importante no projeto e avaliação da efetividade de medidas mitigadoras dos efeitos adversos da compensação série, baseadas na utilização do sistema de excitação do gerador, para amortecimento das oscilações que podem se estabelecer no sistema de potência por conta da instabilização do modo elétrico subsíncrono ou do estabelecimento de uma condição de interação torsional.

As análises baseadas no modelo linearizado, com cálculo dos autovalores e autovetores da matriz de estado, permitem alcançar excelente precisão de resultados e enriquecer as análises realizadas pela perfeita caracterização das complexas interações dinâmicas existentes em um sistema de potência. Estas características recomendam fortemente a aplicação desta técnica para estudo dos fenômenos associados à presença de oscilações subsíncronas no sistema elétrico. Adicionalmente, é possível expandir-se a representação do sistema de forma modular e

consistente, incorporando os modelos linearizados de outros componentes cujas dinâmicas sejam consideradas relevantes nos estudos de RSS e oscilações subsíncronas em geral.

5.2- Sugestões Para Futuros Desenvolvimentos

O trabalho apresentado, com base na modelagem linearizada dos componentes do sistema elétrico, permite expansões desta representação para a incorporação de outros modelos de componentes do sistema de potência que possam influir significativamente sobre o comportamento do gerador síncrono na faixa de frequências subsíncronas.

Assim, podemos deixar como sugestão para trabalhos futuros a incorporação no modelo e estudo das influências sobre o gerador diante de oscilações subsíncronas, de:

- a) Reguladores de velocidade.
- b) Controles de elos de corrente contínua.
- c) Controles de dispositivos FACTS.
- d) Dinâmica de cargas.
- e) Redes compensadas de qualquer topologia.
- f) Representação trifásica, permitindo cálculo de autovalores e autovetores para projeto e estudo de medidas corretivas que envolvam situações de desequilíbrio na operação do capacitor série.

BIBLIOGRAFIA

- [1] BUTLER, J.W., CONCORDIA, C. Analysis of Series Capacitor Application Problems. AIEE Transactions, p. 975-988, Aug. 1937.
- [2] CLARK, E., CRARY, S.B. Stability Limitations of Long-Distance A-C Power-Transmission Systems. AIEE Transactions, paper 41-73, p.1051-9, 1941.
- [3] CONCORDIA, C. ET AL Discussão de Stability Limitations of Long-Distance A-C Power-Transmission Systems. AIEE Transactions, vol. 60, p.1299-1303, 1941
- [4] CONCORDIA, C., CARTER, G.K. Negative Damping of Electrical Machinery. AIEE Transactions, vol. 60, p. 116-119, Mar. 1941.
- [5] WAGNER, C.F. Self-Excitation of Induction Motors With Series Capacitors. AIEE Transactions, vol. 60, p. 1241-1247, 1941.
- [6] WITZKE, R.L., MICHELSON, E.L. Technical Problems Associated with the Application of a Capacitor in Series with a Synchronous Condenser. AIEE Transactions, vol. 70, p. 519-525, 1951.
- [7] RUSTEBAKKE, H.M., CONCORDIA, C. Self-Excited Oscillations in a Transmission System Using Series Capacitors. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-89, p. 1504-1512, Sep/Oct 1970.
- [8] KILGORE, L.A., ELLIOTT, L.C., TAYLOR, E.R. The Prediction and Control of Self-Excited Oscillations Due to Series Capacitors in Power Systems. In: IEEE Summer Power Meeting and EHV Conference, Los Angeles, vol. Paper 70, TP 626-PWR, p. 1305-1311, Jul/12-17 1970.

- [9] SAITO, O., MUKAE, H., MUROTANI, K. Suppression of Self-Excited Oscillations in Series-Compensated Transmission Lines by Excitation Control of Synchronous Machines. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-94, p. 1777-1788, Sep/Oct 1975.
- [10] HARTLEY, R.H. ET AL EHV Series Capacitor Applications Considering Subsynchronous Oscillations. Proceedings of the 25th session of CIGRE, Paris, vol. II, n^o31-06, p. 1-11, 21-29/Aug 74.
- [11] IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY, 1976 Winter Meeting and TESLA Symposium. Analysis and Control of Subsynchronous Resonance, p. 80P, 1976.
- [12] IEEE SUBSYNCHRONOUS RESONANCE WORKING GROUP OF THE SYSTEM DYNAMIC PERFORMANCE SUBCOMMITTEE. POWER SYSTEM ENGINEERING COMMITTEE Proposed Terms and Definitions for Subsynchronous Oscillations. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-99, n^o 2, p. 506-511, Mar/Apr 1980.
- [13] GOLDBERG, S., SCHMUS, W.R. Subsynchronous Resonance and Torsional Stress in Turbine-Generator Shafts. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-98, n^o 4, p.1233-1237, Jul/Aug 1979.
- [14] WALKER, D.N. ET AL Results of Subsynchronous Resonance Test at Mohave. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-94, n^o5, p. 1878-1889, Sep/Oct 1975.
- [15] FARMER, R.G., SCHWALB, A.L., KATZ, E. Navajo Project Report on Subsynchronous Resonance Analysis and Solutions. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-96, n^o 4, p.1226-1232, Jul/Aug 1977.

- [16] LAWSON, R.A., SWANN, D.A., WRIGHT, G.F. Minimization of Power System Stabilizer Torsional Interaction on Large Steam Turbine-Generators. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-97, nº 1, p.183-190, Jan/Feb 1978.
- [17] BODINE, R.B., CONCORDIA, C., KRON, G. Self-Excited Oscillations of Capacitor-Compensated Long-Distance Transmission Systems. AIEE Transactions, vol. 62, p.41-44, Jan 1943.
- [18] CRARY, S.B. Discussão de Self-Excited Oscillations of Capacitor Compensated Long-Distance Transmission Systems. AIEE Transactions, vol. 62, p. 371-372, 1943.
- [19] BOWLER, C.E.J., EWART, D.N., CONCORDIA, C. Self Excited Torsional Frequency Oscillations with Series Capacitors. In: IEEE PES Winter Meeting, New York, Paper T 73, nº 218-5, p.400-407, Jan 28/Feb 2 1973.
- [20] BADR, M.A., EL-SERAFLI, A.M. Effect of Synchronous Generator Regulation on the Subsynchronous Resonance Phenomenon in Power Systems. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-95, nº 2, p.461-468, Mar/Apr 1976.
- [21] UNDRILL, J.M., KOSTYNIK, T.E. Subsynchronous Oscillations. Part I - Comprehensive System Stability Analysis. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-95, nº 4, p.1446-1455, Jul/Aug 1976.
- [22] UNDRILL, J.M., DE MELLO, F.P. Subsynchronous Oscillations. Part 2 - Shaft-System Dynamic Interactions. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-95, nº 4, p.1456-1464, Jul/Aug 1976.
- [23] HALL, M.C., DANIELS, R.L., RAMEY, D.G. A New Technique for Subsynchronous Resonance Analysis and an Application to the



- Kaiparowits System. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-96, n^o 4, p.1251-1255, Jul/Aug 1977.
- [24] GROSS, G., HALL, M.C. Synchronous Machine and Torsional Dynamics Simulation in the Computation of Electromagnetic Transients. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-97, n^o 4, p.1074-1086, Jul/Aug 1978.
- [25] AGRAWAL, B.L., FARMER,R.G. Use of Frequency Scanning Techniques for Subsynchronous Resonance Analysis. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-98, n^o 2, p.341-349, Mar/Apr 1979.
- [26] KIMBARK, E.W. How to Improve System Stability Without Risking Subsynchronous Resonance. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-96, n^o 5, p. 1608-1619, Sep/Oct 1977.
- [27] BOWLER, C.E.J. ET AL Operation and Test of the Navajo SSR Protective Equipment. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-97, n^o 4, p. 1030-1035, Jul/Aug 1978.
- [28] OOI, B.T., SARTAWI, M.M. Concepts on Field Excitation Control of Subsynchronous Resonance. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-97, n^o 5, p. 1637-1644, Sep/Oct 1978.
- [29] IEEE SUBSYNCHRONOUS RESONANCE WORKING GROUP OF THE SYSTEM DYNAMIC PERFORMANCE SUBCOMMITTEE. POWER SYSTEM ENGINEERING COMMITTEE Countermeasures to Subsynchronous Resonance Problems. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-99, n^o 5, p. 1810-1818, Sep/Oct 1980.
- [30] HAMMAD,A.E., EL-SADEK, M. Application of a Thyristor Controlled Var Compensated for Damping Subsynchronous Oscillations in Power

- Systems. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-103, n^o 1, p. 198-212, Jan 1984.
- [31] COURTS, A.L., HINGORANI, N.G., STEMLER, G.E. A New Series Capacitor Protection Scheme Using Nonlinear Resistors. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-97, n^o 4, p. 1042-1052, Jul/Aug 1978.
- [32] SVENSSON, S., MORTENSEN, K. Damping of Subsynchronous Oscillations by an HVDC Link. An HVDC Simulator Study. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-100, n^o 3, p. 1431-1439, Mar 1981.
- [33] MORTENSEN, K., LARSEN, E.V., PIWKO, R.J. Field Tests and Analysis of Torsional Interaction Between the Coal Creek Turbine-Generators and the CU HVDC System. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-100, n^o 1, p. 336-344, Jan 1981.
- [34] PIWKO, R.J., LARSEN, E.V. HVDC Systems Control for Subsynchronous Oscillations. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-101, n^o 7, p. 2203-2211, Jul 1982.
- [35] IEEE COMMITTEE REPORT Computer Representation of Excitation Systems. In: IEEE Summer Power Meeting, Portland, vol. Paper 31, TP 67-424, p. 50-54, Jul 9-14 1967.
- [36] IEEE SUBSYNCHRONOUS RESONANCE TASK FORCE OF THE DYNAMIC SYSTEM PERFORMANCE WORKING GROUP. POWER SYSTEM ENGINEERING COMMITTEE First Benchmark Model for Computer Simulation of Subsynchronous Resonance. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-96, n^o 5, p. 1565-1572, Sep/Oct 1977.

- [37] KILGORE, L.A., RAMEY, D.G., HALL, M.C. Simplified Transmission and Generation System Analysis Procedures for Subsynchronous Resonance Problems. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-96, n^o 6, p. 1840-1846, Nov/Dec 1977.
- [38] EL-DIN, H.M.Z., ALDEN, R.T.H. Second Order Eigenvalue Sensitives Applied to Power Systems Dynamics. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-96, n^o 6, p. 1928-1935, Nov/Dec 1977.
- [39] PALIWAL, L.N., NANDA, J., SATSANGI, P.S. State-Space Modelling of a Series Compensated Long Distance Transmission System Through Graph-Theoretic Approach. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-97, n^o 5, p. 1646-1655, Sep/Oct 1978.
- [40] BOWLER, C.E.J., ET AL The Navajo SMF Type Subsynchronous Resonance Relay. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-97, n^o 5, p. 1489-1494, Sep/Oct 1978.
- [41] SARTAWI, M.M., OOI B.T. Field Excitation Suppression of Subsynchronous Resonance by Real and Reactive Power Signal Feedback. Part II A Large Perturbation Study. In: IEEE Pes Summer Power Meeting, Los Angeles, vol. A 78, n^o 602-5, p. 1-6, Jul 16-21 1978.
- [42] FOUAD, A.A., KHU, K.T. Subsynchronous Resonance Zones in the IEEE Benchmark Power System. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-97, n^o 3, p. 754-762, May/Jun 1978.
- [43] FOUAD, A.A., KHU, K.T. Damping of Torsional Oscillations in Power Systems with Series Compensated Lines. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-97, n^o 3, p. 744-753, May/Jun 1978.
- [44] AHLGREN, L., JOHANSSON, K.B., GADHAMMAR, A. Estimated Life Expenditure of Turbine-Generator Shafts at Network Faults and Risk for Subsynchronous Resonance in the Swedish 400 KV System. IEEE Tran-

- sactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-97, n^o 6, p. 2005-2018, Nov/Dec 1978.
- [45] LARSEN, E.V., BAKER, D.H. Series Compensation Operating Limits - A New Concept for Subsynchronous Resonance Stability Analysis. In: IEEE Pes Summer Power Meeting, Los Angeles, vol. A 78, n^o 569-6, p. 1-5, Jul 16-21 1978.
 - [46] RAMEY, D.G., DEMCKO, J.A. Subsynchronous Resonance Tests and Torsional Monitoring System Verification at the Cholla Station. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-99, n^o 5, p.1900-1907, Sep/Oct 1980.
 - [47] WASYNCHUK, O. Damping Subsynchronous Resonance Using Reactive Power Control. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-100, n^o 3, p. 1096-1104, Mar 1981.
 - [48] AGRAWAL, B.L., FARMER, R.G. Application of Subsynchronous Oscillation Relay - Type SSO. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-100, n^o 5, p. 2442-2451, May 1981.
 - [49] CHENG, T.C., NING, T.S. The Effect of Subsynchronous Current on a Static MHO Type Distance Relay. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-100, n^o 11, p. 4562-4570, Nov 1981.
 - [50] SUN, S.C ET AL A Subsynchronous Oscillation Relay - Type SSO. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-100, n^o 7, p. 3580-3589, Jul 1981.
 - [51] RAMEY, D.G. ET AL Dynamic Stabilizer Verification Tests at the San Juan Station. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-100, n^o 12, p. 5011-5019, Dec 1981.
 - [52] HEDIN, R.A., STUMP, K.B., HINGORANI, N.G. A New Scheme for Subsynchronous Resonance Damping of Torsional Oscillations and

- Transient Torque - Part II, Performance. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-100, n^o 4, p. 1856-1863, Apr 1981.
- [53] HINGORANI, N.G. A New Scheme for Subsynchronous Resonance Damping of Torsional Oscillations and Transient Torque - Part I. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-100, n^o 4, p. 1852-1863, Apr 1981.
- [54] OOI, B.T. Steady State Stability and Subsynchronous Resonance of Shunt Capacitor Compensated AC Transmission Lines. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-101, n^o 9, p. 3269-3275, Sep 1982.
- [55] YAN, A., YU, Y. Multi-Mode Stabilization of Torsional Oscillations Using Output Feedback Excitation Control. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-101, n^o 5, p. 1245-1253, May 1982.
- [56] IEEE SUBSYNCHRONOUS RESONANCE WORKING GROUP OF THE SYSTEM DYNAMIC PERFORMANCE SUBCOMMITTEE. POWER SYSTEM ENGINEERING COMMITTEE Series Capacitor Controls and Setting as Countermeasures to Subsynchronous Resonance. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-101, n^o 6, p. 1281-1287, Jun 1982.
- [57] WASYNCZUK, O. Damping Subsynchronous Resonance Using Energy Storage. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-101, n^o 4, p. 905-914, Apr 1982.
- [58] CANAY, I.M. A Novel Approach to the Torsional Interaction and Electrical Damping of the Synchronous Machine. Part I: Theory. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-101, n^o 10, p. 3630-3638, Oct 1982.

- [59] CANAY, I.M. A Novel Approach to the Torsional Interaction and Electrical Damping of the Synchronous Machine. Part II: Application to an Arbitrary Network. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-101, n^o 10, p.3639-3647, Oct 1982.
- [60] ICHIHARA, Y. ET AL Laboratory Test and Feasibility Study of Two Countermeasures to Subsynchronous Resonance. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-102, n^o 2, p.300-311, Feb 1983.
- [61] HUGHES, M.B., LEONARD, R.W., MARTINICH, T.G. Measurements of Power System Subsynchronous Driving Point Impedance and Comparison with Computer Simulations. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-103, n^o 3, p.619-630, Mar 1984.
- [62] BANAKAR, M.H., OOI, B.T. Resonance in Long Distance Radial Transmission Line with Static VAR Compensation. Part I - Frequencies and Mode Shapes. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-103, n^o 6, p.1224-1232, Jun 1984.
- [63] BANAKAR, M.H., OOI, B.T. Resonance in Long Distance Radial Transmission Line with Static VAR Compensation. Part II - Supersynchronous Limit. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-103, n^o 6, p.1233-1241, Jun 1984.
- [64] KIMMEL, D.S. ET AL Dynamic Stabilizer On-Line Experience. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-103, n^o 1, p.72-75, Jan 1984.
- [65] IEEE SUBSYNCHRONOUS RESONANCE WORKING GROUP OF THE SYSTEM DYNAMIC PERFORMANCE SUBCOMMITTEE. POWER SYSTEM ENGINEERING COMMITTEE Second Benchmark Model for Computer Simulation of Subsynchronous Resonance. IEEE

- Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-104, n^o 5, p.1057-1066, May 1985.
- [66] ACHILLES, R.A., RAMIREZ, A.R. An In-Depth Analysis of Critical Parameters Affecting Leading SSR Countermeasures. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-104, n^o 2, p. 357-365, Feb 1985.
- [67] IEEE SUBSYNCHRONOUS RESONANCE WORKING GROUP OF THE SYSTEM DYNAMIC PERFORMANCE SUBCOMMITTEE. POWER SYSTEM ENGINEERING COMMITTEE Terms, Definitions and Symbols for Subsynchronous Oscillations. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-104, n^o 6, p. 1326-1334, Jun 1985.
- [68] ABI-SAMRA, N.C. ET AL Analysis of Thyristor-Controlled Shunt SSR Countermeasures. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-104, n^o 3, p. 584-597, Mar 1985.
- [69] OIL, B.T., JOOS, G. A Passive Shunt Device to Suppress Torsional Interactions in Synchronous Generators. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. EC-1, n^o 1, p. 161-168, Mar 1986.
- [70] BALDA, J.C., HARLEY, R.G., EITELBERG, E. Damping of Torsional Shaft Oscillations in Two Interacting Neighbouring Turbogenerators. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. EC-2, n^o 1, p.108-115, Mar 1987.
- [71] JENNINGS, G.D., HARLEY, R.G., LEVY, D.C. Sensitivity of Subsynchronous Resonance Predictions to Turbo-Generator Modal Parameter Values and to Omitting Certain Active Subsynchronous Modes. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. EC-2, n^o 3, p. 470-479, Sep 1987.

- [72] WANG, L., HSU, Y. Damping of Subsynchronous Resonance Using Excitation Controllers and Static VAR Compensators: A Comparative Study. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 3, nº 1, p. 6-13, Mar 1988.
- [73] LEE, E., OOI, B.T. Subsynchronous Resonance Phenomena Considering Skin Effects in Solid Iron Rotor Turbo-Alternators. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 3, nº 1, p. 140-148, Mar 1988.
- [74] HSU, Y. WU, C. Design of PID Static VAR Controllers for the Damping of Subsynchronous Oscillations. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 3, nº 2, p. 210-216, Jun 1988.
- [75] XING, K., KUSIC, G.L. Damping Subsynchronous Resonance by Phase Shifters. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 4, nº 3, p. 344-350, Sep 1989.
- [76] WANG, L. Damping of Torsional Oscillations Using Excitation Control of Synchronous Generator: The IEEE Second Benchmark Model Investigation. In: IEEE/PES 1990 Summer Meeting, Minneapolis, vol. 90SM, nº 417-6 EC, p. 1-8, Jul 15-19 1990.
- [77] WANG, L., LEE, C. Stabilizing Torsional Oscillations Using a Shunt Reactor Controller. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 6, nº 3, p. 373-380, Sep 1991.
- [78] GRUPO COORDENADOR PARA OPERAÇÃO INTERLIGADA-GCOI. SUBCOMITÊ DE ESTUDOS ELÉTRICOS-SCEL. GRUPO DE ESTUDOS DE COMPENSAÇÃO SÉRIE-DINÂMICO Procedimentos a Serem Utilizados nos Estudos Dinâmicos de Planejamento da Operação de Sistemas Elétricos com Compensação Série. Relatório SCEL-GECS/DIN.-0011/89, Rio de Janeiro, p.68P, 1989.

- [79] KUH, E.S., ROHRER, R.A. The State-Variable Approach to Network Analysis, Proceedings of the IEEE, p. 672-686, 1965.
- [80] JANKE, G., FAHLEN, N., NERF, O. Series Capacitors in Power Systems. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-94, n^o 3, p. 915-925, May/Jun 1975.
- [81] CONCORDIA, C. System Planning Considerations of Sub-Synchronous Resonance. IN: 1976 Winter Meeting and Tesla Symposium, p. 51-54, 1976.
- [82] BATHO, J.L., HARDY, J.E., TOLMUNEN, N. Series Capacitors Installations in the B.C. Hydro 500 KV System. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-96, n^o 6, p. 1767-1775, Nov/Dec 1977.
- [83] BAHRMAN, M. ET AL Experience with HVDC - Turbine-Generator Torsional Interaction at Square Butte. IN: IEEE PES Summer Meeting, Vancouver, vol. F 79, n^o 685-6, p. 1-9, Jul 15-20 1979.
- [84] BJORKLUND, H., JOHANSSON, K.E., LISS, G. Damping of Subsynchronous Oscillations in Systems Containing Turbine Generators and HVDC Links. IN: International Conference on Large High Voltage Electric Systems. 1980 Session, Paris, n^o 14-01, p. 10P, Aug 27- Sep 4 1980.
- [85] WOLF, R.F. Stop Subsynchronous T/G-Schaft Damage. Electrical World, p. 129-133, Apr 1981.
- [86] TORSENG, S. Series Capacitor. A Brief Description. ASEA Transmission, vol 6917 0500-, A(9543), p. 14P, 1981 (?).
- [87] HINGORANI, N.G., BHARGAVA, B., PETERS, H. The NGH Subsynchronous Resonance Damping Scheme. IN: Fourth International Conference on AC and DC Power Transmission, London, p. 57-62, 1985.

- [88] CANAY, M. Subsynchronous Resonance - An Explanation of the Physical Relationships. Brown Boveri Rev., vol. 8/9-81, p. 348-357, 1981 (?).
- [89] LEE, D.C., BEAULIEU, R.E., ROGERS, G.J. Effects of Governor Characteristics on Turbo-Generator Shaft Torsionals. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-104, n^o 6, p. 1255-1260, Jun 1985.
- [90] SHARAF, A.M. Damping Torsional Oscillations of Nuclear Generators by Using Firing Delay Angle Modulation of HVDC Schemes. Electric Power Systems Research, vol.13, p. 11-20, 1987.
- [91] ANWAH, N.A., WASYNCZUK, O., CHEN, C. A Self Commutated Power Converter for Stabilizing Torsional Interactions. IEEE Transactions on Power Systems, vol. PWRS-2, n^o 3, p. 513-521, Aug 1987.
- [92] OOI, B.T., JOOS, G. Stable Operating Regions of Torsional Interaction Phenomenon in Synchronous Generators. IEEE Transactions on Power Systems, vol. PWRS-2, n^o 4, p. 913-919, Nov 1987.
- [93] ACHILLES, R.A. SSR Countermeasure Impact on System Induction-Generator Effect. IEEE Transactions on Power Systems, vol. 3, n^o 2, p. 383-391, May 1988.
- [94] AGRAWAL, B.L., FARMER, R.G. Effective Damping for SSR Analysis of Pararel Turbine-Generators. IEEE Transactions on Power Systems, vol.3, n^o 4, p. 1441-1448, Nov 1988.
- [95] HAMMONS, T.J. Impact of Shaft Torsionals in Steam Turbine Control. IEEE Transactions of Energy Conversion, vol. 4, n^o 2, p. 143-151, Jun 1989.

- [96] IRAVANI, M.R. Coupling Phenomenon of Torsional Modes. IEEE Transactions on Power Systems, vol. 4 , nº 3, p. 881-888, Aug 1989.
- [97] HAMOUDA, R.M., IRAVANI, M.R., HACKAM, R. Torsional Oscillations of Series Capacitor Compensated AC/DC Systems. IEEE Transactions on Power Systems, vol. 4 , nº 3, p. 889-896, Aug 1989.
- [98] IRAVANI, M.R., EDRIS, A. Eigen Analysis of Series Compensation Schemes Reducing the Potential of Subsynchronous Resonance. In: IEEE/PES 1994 Summer Meeting, San Francisco, vol. 94SM, nº 557-9 PWRS, p. 5P, Jul 24-28 1994.
- [99] DANDENO, P.L., IRAVANI, M.R. Third Order Turbo Alternator Electrical Stability Models With Applications to Subsynchronous Resonance Studies. In: IEEE/PES 1994 Summer Meeting, San Francisco, vol. 94SM, nº 422-6 EC, p. 7P, Jul 24-28 1994.
- [100] MOGAMI, S. As Promessas do Gasoduto Brasil-Bolívia na Geração de Eletricidade. Eletricidade Moderna, p.43-45, Jun 1994.
- [101] OLIVEIRA, S.E.M., SANTOS, M.G., MARTINS, N. Ressonância Subsíncrona em Geradores Ligados a Redes Compensadas por Capacitor Série. In: VII Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Brasília, vol. BSB/GSP, nº 6, p. 18P, 1984.
- [102] FURNAS CENTRAIS ELÉTRICAS Metodologia de Análise do Efeito do Gerador de Indução e Interação Torcional em Estudos de Ressonância Subsíncrona. Nota Técnica DSE.T.020.84, p.35P, Jul 1984.
- [103] CRUZ,C. Reader's Guide for SSR. Draft-Salt River Project, Arizona, p.25P, Jul 11 1988.
- [104] PINTO, E.M. Estado da Arte, Metodologia e Análise do Fenômeno de Ressonância Subsíncrona. CIGRE-Brasil. Comitê de Estudos31. Grupo de

Estudos 03 GT-03. Desempenho Dinâmico de Sistemas. Ressonância Subsíncrona, Fev 1980.

- [105] OLIVEIRA, S.E.M. Auto Excitação. Ressonância Subsíncrona. Jun 1986.
- [106] POTTLE, C. State-Space Techniques for General Active Network Analysis. IN: KUO, F.F., Kaiser, J.F. (ED.). System Analysis by Digital Computer. New York: John Wiley & Sons, Inc., 197-, p. 59-98.
- [107] ANDERSON, P.M., AGRAWAL, B.L., VAN NESS, J.E. Subsynchronous Resonance in Power Systems. The Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc., New York, 1990.
- [108] OLIVE, D.W. Digital Simulation of Synchronous Machine Transients. In: Pica Conference, Pittsburgh, Paper 31, C 69, p. 13-19, May 15-17 1967.
- [109] CINIERI, E., ILICETO, F. Il Fenomeno Della Risonanza Subsincrona dei Turboalternatori. L'Energia Elettrica, nº 5, p. 223-233, Jul 1980.
- [110] HAMMAD, A.E., PILOTTO, L.A. Thyristor Phase-Regulated Transformer: An Advanced Approach for Damping Torsional Interactions. In: Fourth International Conference on AC and DC Power Transmission, London, p. 69-74, 1985.
- [111] BOWLER, C.E.J. Understanding Subsynchronous Resonance. In: 1976 Winter Meeting and TESLA Symposium, p.66-73, Mar 1976.
- [112] SMITH, J.R. ET AL Dynamic Simulation of Synchronous Machines Interconnected by Long, Compensated Transmission Circuits. Proc.IEE, v.123, nº 3, p. 223-228, Mar 1976.
- [113] PUTMAN, T.H., RAMEY, D.G. Theory of the Modulated Reactance Solution for Subsynchronous Resonance. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-101, nº 6, p. 1527-1535, Jun 1982.
- [114] EL-MARSAFAWY, M. Use of Frequency-Scan Techniques for Subsynchronous Resonance Analysis of a Practical Series-Capacitor

- Compensated AC Network. IEEE Proc., vol. 130, PT.C,1, p. 28-40, Jan 1983.
- [115] IEEE Symposium on Countermeasures for Subsynchronous Resonance. The IEEE Power Engineering Society, p. 97P, Jul 30 1981.
- [116] HALL, M.C., HODGES, D.A. Experience with 500 KV Subsynchronous Resonance and Resulting Turbine Generator Shaft Damage at Mohave Generating Station. In: 1976 Winter Meeting and TESLA Symposium, p.22-29, 1976.
- [117] SISTEMA DE TRANSMISSÃO DE ITAIPU. GRUPO DE ESTUDOS. MONASA/THEMAG-P/E Subsynchronous Resonance. Report nº363.0.6, vol.1, Report.
- [118] GROSS,G. Lectures on Subsynchronous Oscillations. Pacific Gas & Electric, San Francisco, p. 39P, May 1976.
- [119] LUDWIG, J.B. ET AL Análise da Ocorrência de Ressonância Subsíncrona no Sistema de 500 KV de Furnas Utilizando o EMTP. In: VII Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Brasília, GSP, p.20P, 1983.
- [120] OLIVEIRA, S.E.M., SANTOS, M.G. Electromechanical Instability by Subsynchronous Resonance. In: II Symposium of Specialists in Electric Operation and Expansion Planning, São Paulo, SP-09, p. 7P, 1989.
- [121] IEEE COMMITTEE REPORT A Bibliography for the Study of Subsynchronous Resonance Between Rotating Machines and Power Systems. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-95, nº 1, p. 216-218, Jan /Feb1976.
- [122] IEEE COMMITTEE REPORT First Supplement to A Bibliography for the Study of Subsynchronous Resonance Between Rotating Machines and

- Power Systems. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-98, nº 6, p. 1872-1875, Nov /Dec 1979.
- [123] IEEE COMMITTEE REPORT Second Supplement to A Bibliography for the Study of Subsynchronous Resonance Between Rotating Machines and Power Systems. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-104, nº 2, p. 321-327, Feb 1985.
- [124] IEEE COMMITTEE REPORT Third Supplement to A Bibliography for the Study of Subsynchronous Resonance Between Rotating Machines and Power Systems. IEEE Transactions on Power Systems, vol. 6, nº 2, p.830-834, May 1991.
- [125] WATSON, W., COULTES, M.E. Static Exciter Stability Signal on Large Generators - Mechanical Problems. IEEE Transactions, vol. PAS-92, p.205-212, Jan /Feb 1973.
- [126] LEE, D.C., KUNDUR, P. Advanced Excitation Controls for Power System Stability Enhancement. CIGRE, nº 38-01, 1986.
- [127] ELETROBRÁS Aperfeiçoamento do Setor de Energia Elétrica Através do Acesso à Transmissão- o SINTREL. Gabinete da Presidência - Assessoria de Comunicação, p. CIP, Abr 1994.
- [128] DE MELLO, F.P., CONCORDIA, C. Concepts of Synchronous Machine Stability as Affected by Excitation Control. IEEE Transactions, vol. PAS-88, p.316-329, April 1969.
- [129] OLIVEIRA, S.E.M. Effect of Excitation Systems and of Power System Stabilizers on Synchronous Generator Damping and Synchronizing Torques. IEE Proceedings, Part C 36, nº 5, Sep 1989.
- [130] KUNDUR, P. Power System Stability and Control. Electric Power Research Institute. 1993.

- [131] QUAY, R., PLACEK, R.J. Cyclic Fatigue of Turbine Generator Shafts. IEEE PES, Special Publication 76 CH 1066-0, vol. PWR, 12 p.
- [132] SOLLERO, R.B. Ressonância Subsíncrona. Tese- Universidade Federal do Rio de Janeiro - Faculdade de Engenharia, Rio de Janeiro, 217 p., 1982.
- [133] ANDERSON, P.M., FOUAD, A.A. Power System Control and Stability. Volume I. The Iowa University Press, Ames, Iowa, U.S.A, 1977.
- [134] SANTOS, M.G., OLIVEIRA, S.E.M., COELHO, C.A.D., GOMES, P. Efetividade de Sinais Adicionais no Amortecimento de Oscilações Subsíncronas. Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Camboriú, 6 p., 1995.
- [135] TARANTO, G.N., CHOW, J.H. A Robust Frequency Domain Optimization Technique for Tuning Series Compensation Damping Controllers. IEEE Transactions on Power Systems, vol. 10, nº 3, p.1219-1225, Aug 1995.
- [136] MATASCUSA, E.J. Computer-Assisted Network and Systems Analysis. John Wiley & Sons, New York, 1988.
- [137] BALABANIAN, N., BICKART, T.A. Electrical Network Theory. Robert E. Krieger Publishing Company, Malabar, Florida, U.S.A, 1983.
- [138] LEMAY, J. Modal Analysis of Power System Dynamics. Ph.D. Thesis- Faculty of Graduated Studies and Research - Department of Electrical Engineering - McFill University, Montreal, Quebec, Canada, 254 p., July - 1972.
- [139] PECORELLI PERES, L.A. Capacitores Série em Linhas de Transmissão. Análise Preventiva de Ressonância Subsíncrona. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil, 1986.



APÊNDICE I

FORMAS NORMALIZADAS DA EQUAÇÃO MECÂNICA

I.1- Introdução

O objetivo deste apêndice é o de apresentar as formas de normalização da equação mecânica de oscilação encontradas nos textos técnicos indicando, em cada caso, a obtenção das diversas grandezas em por unidade de modo a facilitar a conversão de dados para o programa de análise de ressonância subsíncrona.

Em unidades MKS a equação de oscilação é escrita como:

$$J \frac{d^2 \theta_m}{dt^2} + D \frac{d\theta_m}{dt} + K \theta_m = T_a \quad (I.1),$$

onde:

J	- momento de inércia	- N.m.s ² /rd mec
D	- coeficiente de amortecimento viscoso	- N.m.s/rd mec
K	- coeficiente de elasticidade do eixo	- N.m/rd mec
θ_m	- deslocamento angular mecânico	- rd mec
T_a	- conjugado acelerante	- N.m
t	- tempo	s

Veremos a seguir as diversas formas normalizadas das equações mecânicas.

I.2- Primeira Forma - Normalização do Conjugado

Tomando-se o conjugado base:

$$T_b = \frac{S_{b3\phi}}{\omega_{mb}} \quad (I.2),$$

onde:

$$\begin{array}{lll} S_{b3\phi} & - & \text{potência elétrica trifásica} & - & \text{MVA} \\ \omega_{mb} & - & \text{velocidade angular mecânica base} & - & \text{rd mec/s} \end{array}$$

e dividindo-se (I.1) por T_b , vem:

$$J \frac{\omega_{mb}}{S_{b3\phi}} \frac{\omega_{mb}}{\omega_{mb}} \frac{d^2 \theta_m}{dt^2} + D \frac{\omega_{mb}}{S_{b3\phi}} \frac{\omega_{mb}}{\omega_{mb}} \frac{d\theta_m}{dt} + K \frac{\omega_{mb}}{S_{b3\phi}} \frac{\omega_{mb}}{\omega_{mb}} \theta_m = \bar{T}_a.$$

Com, $H = \frac{1}{2} J \frac{\omega_{mb}^2}{S_{b3\phi}}$, vem:

$$\frac{2H}{\omega_{mb}} \frac{d^2 \theta_m}{dt^2} + D \frac{\omega_{mb}}{S_{b3\phi}} \frac{d\theta_m}{dt} + K \frac{\omega_{mb}}{S_{b3\phi}} \theta_m = \bar{T}_a$$

A Primeira Forma Normalizada da equação mecânica fica dada por:

$$\frac{2H}{\omega_{mb}} \frac{d^2 \theta_m}{dt^2} + \tilde{D} \frac{d\theta_m}{dt} + \tilde{K} \theta_m = \bar{T}_a \quad (I.3)$$

Com:

$$\begin{aligned} H & \quad - \quad s \\ \tilde{D} &= D \frac{\omega_{mb}}{S_{b3\phi}} \quad - \quad s \\ \tilde{K} &= K \frac{\omega_{mb}}{S_{b3\phi}} \quad - \quad \text{pu conjugado/rd mec} \end{aligned}$$

As raízes de (I.3) serão dadas por:

$$s = \frac{-\tilde{D} \pm \sqrt{\tilde{D}^2 - \frac{8H}{\omega_{mb}} \tilde{K}}}{\frac{4H}{\omega_{mb}}} \quad s^{-1}$$

I.3- Segunda Forma - Normalização do Ângulo Mecânico

Multiplicando-se ambos os lados da equação (I.3) por θ_{mb}/θ_{mb} , vem:

$$\frac{2H}{\omega_{mb}} \frac{\theta_{mb}}{\theta_{mb}} \frac{d^2 \theta_m}{dt^2} + \tilde{D} \frac{\theta_{mb}}{\theta_{mb}} \frac{d\theta_m}{dt} + \tilde{K} \frac{\theta_{mb}}{\theta_{mb}} \theta_m = \bar{T}_a,$$

ou:

$$\frac{2H}{\omega_{mb}} \theta_{mb} \frac{d^2 \bar{\theta}_m}{dt^2} + \tilde{D} \theta_{mb} \frac{d\bar{\theta}_m}{dt} + \tilde{K} \theta_{mb} \bar{\theta}_m = \bar{T}_a$$

Tomando-se $\theta_{mb} = \omega_{mb} t_b$ com $t_b = \frac{1}{\omega_{mb}}$, tem-se $\theta_{mb} = 1$ rd mec.

Assim, a Segunda Forma Normalizada da equação mecânica fica dada por:

$$\frac{2H}{\omega_{mb}} \frac{d^2 \theta_m}{dt^2} + \tilde{D} \frac{d\bar{\theta}_m}{dt} + \tilde{K} \bar{\theta}_m = \bar{T}_a \quad (1.4)$$

A passagem da Primeira Forma Normalizada para a Segunda Forma Normalizada é feita pela simples multiplicação de (1.3) por uma constante. Portanto, as raízes de ambas as equações são as mesmas.

I.4- Terceira Forma - Normalização do Tempo

Partindo de (1.4), normalizando-se o tempo e observando que:

$$\begin{aligned} t &= \bar{t} t_b \\ dt &= t_b d\bar{t} \\ dt^2 &= t_b^2 d\bar{t}^2 \end{aligned}$$

Podemos escrever:

$$\frac{2H}{\omega_{mb}} \frac{1}{t_b^2} \frac{d^2 \bar{\theta}_m}{d\bar{t}^2} + \tilde{D} \frac{1}{t_b} \frac{d\bar{\theta}_m}{d\bar{t}} + \tilde{K} \bar{\theta}_m = \bar{T}_a ,$$

ou:

$$2H\omega_{mb} \frac{d^2 \bar{\theta}_m}{d\bar{t}^2} + \tilde{D}\omega_{mb} \frac{d\bar{\theta}_m}{d\bar{t}} + \tilde{K} \bar{\theta}_m = \bar{T}_a$$

Finalmente, a Terceira Forma Normalizada fica dada por:

$$\tau_{jm} \frac{d^2 \bar{\theta}_m}{d\bar{t}^2} + \bar{D} \frac{d\bar{\theta}_m}{d\bar{t}} + \bar{K} \bar{\theta}_m = \bar{T}_a \quad (1.5),$$

com:

$$\begin{aligned}\tau_{jm} &= 2H\omega_{mb} & - & \text{p.u.} \\ \bar{D} &= \tilde{D}\omega_{mb} & - & \text{p.u.} \\ \tilde{K} & & - & \text{pu conjugado mec/pu ângulo mec}\end{aligned}$$

As raízes de (I.6) ficam dadas por:

$$s = \frac{-\bar{D} \pm \sqrt{\bar{D}^2 - 4\tau_{jm}\tilde{K}}}{2\tau_{jm}} \quad \text{p.u. de frequência angular mecânica}$$

I.5- Normalização em Relação às Grandezas Elétricas

I.5.1- Quarta Forma - Normalização do Conjugado

Partindo de (I.4) e observando que:

$$\theta_{mb} = \frac{2}{p} \theta_{eb} ,$$

onde:

$$\begin{aligned}p &- \text{número de pólos} \\ \theta_e &- \text{deslocamento angular} & - & \text{rd ele} \\ & & & \text{elétrico}\end{aligned}$$

e tomando-se $\theta_{eb} = \omega_{eb}t_b$ com $t_b = \frac{1}{\omega_{eb}}$, por conseguinte $\theta_{eb} = 1$ rd ele,

vem:

$$\frac{2H}{\omega_{mb}} \frac{2}{p} \theta_{eb} \frac{d^2 \bar{\theta}_e}{dt^2} + \tilde{D} \frac{2}{p} \theta_{eb} \frac{d \bar{\theta}_e}{dt} + \tilde{K} \frac{2}{p} \theta_{eb} \bar{\theta}_e = \bar{T}_a \quad (I.6)$$

Finalmente, a Quarta Forma Normalizada fica dada por:

$$\frac{2H}{\omega_{mb}} \frac{2}{p} \frac{d^2 \theta_e}{dt^2} + \tilde{D} \frac{2}{p} \frac{d \theta_e}{dt} + \tilde{K} \frac{2}{p} \theta_e = \bar{T}_a \quad (I.7)$$

As raízes de (I.6) são dadas por:

$$s = \frac{-\frac{2}{p} \tilde{D} \pm \sqrt{\left(\frac{2}{p} \tilde{D}\right)^2 - \frac{32}{p} \frac{2H}{\omega_{mb}} \tilde{K}}}{\frac{8H}{p \omega_{mb}}} \text{ s}^{-1}$$

1.5.2- Quinta Forma - Normalização em Relação ao Ângulo Elétrico

A Quinta Forma Normalizada é dada por (I.6).

1.5.3- Sexta Forma - Normalização em Relação ao Tempo Elétrico

Normalizando-se o tempo, vem:

$$\frac{2H}{\omega_{mb}} \frac{2}{p} \frac{1}{t_b^2} \frac{d^2 \bar{\theta}_e}{d\bar{t}^2} + \tilde{D} \frac{2}{p} \frac{1}{t_b} \frac{d \bar{\theta}_e}{d\bar{t}} + \tilde{K} \frac{2}{p} \bar{\theta}_e = \bar{T}_a ,$$

ou:

$$\frac{2H}{\omega_{mb}} \frac{2}{p} \omega_{eb}^2 \frac{d^2 \bar{\theta}_e}{d\bar{t}^2} + \tilde{D} \frac{2}{p} \omega_{eb} \frac{d \bar{\theta}_e}{d\bar{t}} + \tilde{K} \frac{2}{p} \bar{\theta}_e = \bar{T}_a .$$

Como $\frac{2}{p} \omega_{eb}^2 = \omega_{mb} \omega_{eb}$, vem:

$$2H\omega_{eb} \frac{d^2 \bar{\theta}_e}{d\bar{t}^2} + \tilde{D} \omega_{mb} \frac{d\bar{\theta}_e}{d\bar{t}} + \frac{2}{p} \tilde{K} \bar{\theta}_e = \bar{T}_a,$$

ou:

$$\tau_{je} \frac{d^2 \bar{\theta}_e}{d\bar{t}^2} + \bar{D} \frac{d\bar{\theta}_e}{d\bar{t}} + \bar{K} \bar{\theta}_e = \bar{T}_a \quad (I.8)$$

Com:

$$\begin{aligned} \tau_{je} &= 2H\omega_{eb} && \text{p.u.} \\ \bar{D} &= \tilde{D}\omega_{mb} && \text{p.u.} \\ \bar{K} &= \frac{2}{p} \tilde{K} && \text{pu conjugado ele} \end{aligned}$$

As raízes de (I.8) ficam dadas por:

$$s = \frac{-\bar{D} \pm \sqrt{\bar{D}^2 - 4\tau_{je}\bar{K}}}{2\tau_{je}} \quad \text{p.u. de frequência angular elétrica}$$



APÊNDICE II

ANÁLISE MODAL DO SISTEMA DE MASSAS DO EIXO DO GERADOR

II.1- Introdução

No sistema real o acoplamento entre o sistema de massas do eixo e o sistema elétrico se dá através da massa do gerador. Isto sugere uma possível simplificação no modelo, que seria considerar a resposta conjunta do sistema elétrico e do sistema mecânico separadamente para cada um dos modos oscilatórios de interesse. Em outras palavras, o sistema mecânico seria desacoplado para cada um de seus modos torsionais e a análise se procederia pela verificação do comportamento dinâmico do sistema para cada um dos modos separadamente.

Isto implica na definição de grandezas modais que possam caracterizar a dinâmica de cada um dos modos do eixo do gerador. Os itens a seguir tratam das relações matemáticas que permitem obter as grandezas modais do gerador.

II.2- Transformação Modal das Equações do Sistema de Massas do Eixo. Definição das Grandezas Modais.

Consideremos a equação (2.23), repetida aqui por conveniência:

$$\Delta T = [M]p^2\Delta\theta + [D]p\Delta\theta + [K]\Delta\theta \quad (\text{II.1})$$

No domínio da frequência, podemos escrever:

$$\Delta T = [M]s^2 \Delta \theta + [D]s \Delta \theta + [K] \Delta \theta \quad (\text{II.2})$$

Considerando o pequeno efeito dos amortecimentos nas frequências de oscilação, vem:

$$([M]s^2 + [K])\Delta \theta = \Delta T$$

ou

$$(s^2 + [M]^{-1}[K])\Delta \theta = [M]^{-1} \Delta T \quad (\text{II.3})$$

Os autovalores de $[A] = [M]^{-1}[K]$ permitem definir as frequências torsionais naturais de oscilação entre estágios do eixo.

A matriz de transformação modal $[Q]$, formada pelos autovetores de $[A]$, é tal que:

$$[A] = [M]^{-1}[K] = [Q]^T [\Lambda] [Q] \quad (\text{II.4})$$

$[\Lambda]$ é a matriz diagonal formada pelos autovalores de $[A]$.

O vetor de componentes modais dos desvios angulares $\Delta \theta_i$ das massas do eixo é dado por:

$$[Q]^T \Delta \theta = \theta_m = [\theta_{m1} \quad \theta_{m2} \quad \cdots \quad \theta_{mn}]$$

Procedendo a transformação modal de (II.2), vem:

$$s^2 [Q]^T [M] [Q] [Q]^T \Delta \theta + s [Q]^T [D] [Q] [Q]^T \Delta \theta + [Q]^T [K] [Q] [Q]^T \Delta \theta = [Q]^T \Delta T,$$

ou:

$$[M_m] s^2 \theta_m + [D_m] s \theta_m + [K_m] \theta_m = [Q]^T \Delta T \quad (\text{II.5})$$

Define-se:

$$[M_m] = [Q]^T [M] [Q] \quad - \quad \text{matriz dos momentos cinéticos modais (diagonal)}$$

$$[D_m] = [Q]^T [D] [Q] \quad - \quad \text{matriz dos amortecimentos modais}$$

$$[K_m] = [Q]^T [K] [Q] \quad - \quad \text{matriz dos coeficientes torsionais modais}$$

Assim sendo, temos para o i -ésimo modo de oscilação:

$$M_{mi} s^2 \theta_{mi} + D_{mi} s \theta_{mi} + K_{mi} \theta_{mi} = -Q_{ig}^T \Delta T_g \quad (\text{II.6})$$

Onde se define:

$$\omega_{mi} = \sqrt{K_{mi} / M_{mi}} \quad - \quad \text{frequência natural modal de oscilação}$$

$$\alpha_{mi} = -D_{mi} / 2 M_{mi} \quad - \quad \text{coeficiente de amortecimento mecânico modal}$$

$$\delta_{mi} = \alpha_{mi} / \omega_{mi} \quad - \quad \text{coeficiente de amortecimento relativo modal}$$

II.3- Resposta do Eixo à Aplicação Súbita de Excitação Externa no Estágio do Gerador.

Consideremos a seguinte excitação externa aplicada ao estágio do gerador:

$$\Delta T_g = -T_{eg} e^{-\alpha} \text{sen } \omega_{mi} t$$

e, tomando-se a g -ésima componente do i -ésimo autovetor, desprezando-se o amortecimento mecânico D_{mi} , pode-se escrever:

$$s^2 \theta_{mi} + \frac{K_{mi}}{M_{mi}} \theta_{mi} = \frac{1}{M_{mi}} Q_{gi} T_{eg} e^{-\alpha} \text{sen } \omega_{mi} t ,$$

ou

$$s^2 \theta_{mi} + \omega_{mi}^2 \theta_{mi} = \frac{Q_{gi}}{M_{mi}} T_{eg} e^{-\alpha} \text{sen } \omega_{mi} t \quad (\text{II.7})$$

A solução de (II.7) é dada por:

$$\theta_{mi}(t) \cong \frac{Q_{gi}}{M_{mi}} \frac{1}{\delta} \frac{T_{eg}}{2\omega_{mi}} (e^{-\alpha} - 1) \cos \omega_{mi} t \quad (\text{II.8})$$

Sendo:

$$\theta_{mi}^{(m\grave{a}x)} = \frac{Q_{gi}}{M_{mi}} \frac{1}{\delta} \frac{1}{2\omega_{mi}} T_{eg} \quad (\text{II.9})$$

II.4- Torques Torsionais Transmitidos aos Acoplamentos entre Estágios

Considere que somente a i -ésima componente modal de θ_m] não é nula.

$$\Delta \theta = [Q] \theta_m$$

$$\Delta \theta_j = Q_{ji} \theta_{mi}$$

e

$$\Delta \theta_k = Q_{ki} \theta_{mi}$$

A variação de torque transmitido entre os estágios j e k do eixo é dada por:

$$\Delta T_{jk} = K_{jk} (\Delta \theta_j - \Delta \theta_k) = K_{jk} (Q_{ji} - Q_{ki}) \theta_{mi}(t) \quad (\text{II.10})$$

A relação entre o máximo torque transmitido e o torque aplicado ao gerador, é:

$$\frac{\Delta T_{jk}^{(máx)}}{T_{eg}} = K_{jk} (Q_{ji} - Q_{ki}) \frac{Q_{gi}}{2H_{mi}} \frac{1}{\delta} \frac{1}{2\omega_{mi}} \quad (\text{II.11})$$

Define-se:

$$\begin{aligned} \text{Fator de Interação Modal: } \gamma_i &= \frac{Q_{gi}^2}{8H_{mi}} \frac{\omega_s - \omega_{mi}}{\omega_{mi}} \\ \text{Mode Shape: } \frac{(Q_{gi} - Q_{ki})}{Q_{gi}} &= \frac{Q_{ji}}{Q_{gi}} - \frac{Q_{ki}}{Q_{gi}} = MS_{jk} \end{aligned}$$

Assim, o torque transmitido é diretamente proporcional ao fator de interação modal e ao mode shape, ou seja:

$$\frac{\Delta T_{jk}^{(máx)}}{T_{eg}} = K_{jk} MS_{jk} \gamma_i \frac{1}{\delta} \frac{2}{\omega_s - \omega_{mi}} \quad (\text{II.12})$$

II.5- Determinação da Constante de Amortecimento Modal

A resposta modal θ_m é senoidal, do tipo:

$$\theta_m = Ae^{-\alpha_i t} \text{sen } \omega_{mi} t$$

Define-se decremento logarítmico:

$$\text{DEC LOG}_i = \frac{1}{n} \log_e \frac{A_0}{A_n}$$

Onde A_0 e A_n correspondem, respectivamente, aos picos positivos da 1ª e da n -ésima oscilações.

Determina-se, assim, a constante de amortecimento modal:

$$D_{mi} = 4 H_{mi} f_{mi} \text{DEC LOG}_i \quad (\text{II.13})$$

APÊNDICE III

EQUAÇÕES DE ESTADO DA REDE ELÉTRICA

III.1- Introdução

Um dos aspectos fundamentais da modelagem para RSS é a questão da representação adequada da rede elétrica por um modelo que represente a dinâmica associada à presença de elementos indutivos e capacitivos, elementos estes armazenadores de energia e que, durante distúrbios, trocam esta energia introduzindo oscilações nas tensões e correntes do sistema cujas frequências serão função dos valores das capacitâncias e indutâncias da rede.

Como já visto para uma rede simples R-L-C série, surge uma frequência natural de oscilação elétrica, responsável pelo chamado modo subsíncrono elétrico e o equacionamento de sua dinâmica é uma tarefa que não apresenta dificuldade. No caso de uma rede mais geral, na qual podem existir diversos trechos de linha compensados por capacitor série, a construção do modelo de estado torna-se uma tarefa complexa, que exige um método sistemático de escrita para que se possa representar todos os estados presentes na rede, principalmente aqueles associados a modos subsíncronos naturais de oscilação, sem redundâncias desnecessárias.

No que se segue será apresentado um método para obtenção sistemática do modelo de estado de uma rede composta por elementos passivos R, L,

C e fontes de corrente e de tensão. A base teórica mais geral do método pode ser encontrada na vasta literatura existente sobre Teoria de Circuitos Elétricos. O material aqui apresentado baseia-se em [79,106,136,137,138] e estudiosos mais interessados encontrarão nesta literatura vasto material de pesquisa para seus estudos.

III.2- Considerações Básicas na Escrita das Equações de Estado

- a) As equações de estado não devem conter integrais.

Para que isto seja possível as correntes em indutores e tensões em capacitores devem ser mantidas como variáveis.

- b) As equações de estado devem ser equações diferenciais de 1ª ordem.

Para isto devem-se remover as correntes em capacitores e as tensões em indutores do conjunto de variáveis.

- c) Tensões em capacitores e correntes em indutores são as variáveis cujos valores iniciais podem ser independentemente especificadas em uma rede elétrica. Isto reforça a manutenção das tensões em capacitores e correntes em indutores entre as variáveis.

- d) Topologicamente é sabido que as tensões em ramos da árvore são uma base para todas as tensões. Do mesmo modo as correntes em ramos de ligação (ou ramos da co-árvore) são uma base para todas as correntes. Como se deseja manter as tensões em capacitores e correntes em

indutores entre as variáveis finais, deve-se, sempre que possível, colocar os capacitores na árvore e os indutores na co-árvore.

- e) Fontes independentes devem ser consideradas como ramos individuais do circuito. As fontes de tensão devem obrigatoriamente pertencer à árvore e as fontes de corrente à co-árvore. Assume-se portanto que as redes elétricas não conterão nenhuma malha formada somente por fontes independentes de tensão nem nenhum conjunto de corte formado somente por fontes independentes de corrente.

Das considerações acima podemos definir uma árvore normal como aquela que contenha todas as fontes independentes de tensão, o máximo número possível de capacitores, o mínimo número possível de indutores e nenhuma fonte de corrente independente.

Dada uma rede elétrica, primeiramente seleciona-se uma árvore normal. Em seguida, aplica-se a lei das tensões de Kirchhoff para os laços fundamentais e a lei das correntes de Kirchhoff para os cortes fundamentais. Eliminam-se as correntes em capacitores e as tensões em indutores. Para os elos resistivos são escritas equações do tipo $v = R \cdot i$ e para ramos resistivos equações do tipo $i = G \cdot v$, obtendo-se equações algébricas em termos de fontes de tensão, tensões em capacitores e correntes em indutores. As equações obtidas pela substituição apropriada para os elos e ramos resistivos, são algébricas e de fácil solução. Esta solução pode então ser levada às equações onde aparecem os termos do tipo $C \frac{dv}{dt}$ e $L \frac{di}{dt}$, dando origem a um conjunto de equações diferenciais de 1ª ordem que podem ser arranjadas na forma de uma equação matricial que será a buscada equação de estado.

Deve ser observado que na presença de uma malha capacitiva, o que forçará pelo menos 1 capacitor para fora da árvore, ou de um corte indutivo, o que forçará pelo menos 1 indutor para fora da co-árvore, surgirá um termo nas equações de estado que será função da derivada da entrada.

III.3- Formulação Sistemática das Equações de Estado

III.3.1- Considerações Topológicas

O primeiro passo na formulação das equações de estado é a escolha de uma árvore normal. Na ausência de degeneração da rede (malhas puramente capacitivas ou cortes puramente indutivos), todos os capacitores pertencerão à árvore e todos os indutores pertencerão à co-árvore. Os elementos resistivos distribuir-se-ão entre a árvore e a co-árvore.

Na presença de degenerações na rede, capacitores e indutores não poderão ser exclusivamente colocados na árvore e na co-árvore.

Por convenção, na escrita das matrizes dos laços e dos cortes fundamentais, primeiramente serão numerados os ramos da árvore e depois os ramos de ligação. Dentro destas duas categorias os elementos serão numerados na ordem dada a seguir:

Ramos da árvore

- 1- Fontes de Tensão
- 2- Capacitores
- 3- Resistores
- 4- Indutores

Elos (ramos de ligação)

- 5- Capacitores
- 6- Resistores (Condutâncias)
- 7- Indutores
- 8- Fontes de corrente

Além disso, os elementos de um dado tipo também deverão respeitar uma certa ordem. Capacitores serão ordenados do maior para o menor e os indutores do menor para o maior. Desta forma, os capacitores de menor valor serão forçados para fora da árvore, evitando que as tensões em capacitâncias parasitas sejam tomadas como variáveis de estado. Similarmente, as indutâncias parasitas serão forçadas para dentro da árvore, de modo que as correntes através delas não sejam tomadas como variáveis de estado.

As convenções acima levam à seguinte partição dos vetores de tensão e corrente:

$$v = \begin{bmatrix} v_t \\ v_\ell \end{bmatrix}, \text{ com } v_t = \begin{bmatrix} v_E \\ v_{Ct} \\ v_{Rt} \\ v_{Lt} \end{bmatrix} \text{ e } v_\ell = \begin{bmatrix} v_{C\ell} \\ v_{R\ell} \\ v_{L\ell} \\ v_J \end{bmatrix}$$

$$i = \begin{bmatrix} i_t \\ i_\ell \end{bmatrix}, \text{ com } i_t = \begin{bmatrix} i_E \\ i_{Ct} \\ i_{Rt} \\ i_{Lt} \end{bmatrix} \text{ e } i_\ell = \begin{bmatrix} i_{C\ell} \\ i_{R\ell} \\ i_{L\ell} \\ i_J \end{bmatrix}$$

Aqui deve ser observado e lembrado que as fontes de tensão pertencerão sempre à árvore e as fontes de corrente à co-árvore.

Levando-se em conta as observações anteriores, parte-se para a aplicação das leis de Kirchhoff à rede. Recordando:

$$[Q].i = 0 \text{ ou } i_t = -[Q_t].i_t$$

e

$$[B].v = 0 \text{ ou } v_t = -[B_t].v_t = [Q_t].v_t$$

As partições usuais para $[Q]$ e $[B]$ são:

$$[Q] = [U \mid Q_t] \text{ e } [B] = [B_t \mid U]$$

A matriz $[Q_t]$ tomará a forma:

elos $\rightarrow$

ramos	C	R	L	J
$\downarrow E$	Q_{EC}	Q_{ER}	Q_{EL}	Q_{EJ}
C	Q_{CC}	Q_{CR}	Q_{CL}	Q_{CJ}
R	0	Q_{RR}	Q_{RL}	Q_{RJ}
L	0	0	Q_{LL}	Q_{LJ}

III.3.2 - Eliminação das Variáveis Indesejadas

Considerando as relações entre tensões e correntes para os elementos reativos, pode-se escrever:

$$\begin{bmatrix} i_{Ct} \\ i_{Ct} \end{bmatrix} = \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} C_t & 0 \\ 0 & C_t \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{Ct} \\ v_{Ct} \end{bmatrix}$$

e

$$\begin{bmatrix} v_{Lt} \\ v_{Lt} \end{bmatrix} = \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} L_{tt} & L_{tt} \\ L_{tt} & L_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{Lt} \\ i_{Lt} \end{bmatrix}$$

Nestas expressões C_t e C_e são as matrizes de ramos e elos capacitivos, sendo ambas diagonais. As matrizes L_{tt} e L_{te} representam o acoplamento indutivo que pode existir entre ramos e entre elos sendo, em geral, não simétricas e não quadradas, porém $L_{ee} = L_{te} \cdot L_{tt}$ e L_{te} são simétricas.

As variáveis de interesse são v_{Ct} e i_{Lt} . As demais devem ser eliminadas, o que significa eliminar i_{Ce}, i_{Ct} e v_{Ce} , para os capacitores e v_{Le}, v_{Lt} e i_{Le} , para os indutores.

O processo de eliminação das variáveis associadas aos capacitores leva a:

$$\frac{d}{dt}(\mathcal{E} v_{Ct}) = -Q_{CR} i_{Rt} - Q_{CL} i_{Lt} - Q_{CJ} i_J + \frac{d}{dt}(\hat{\mathcal{E}} v_E)$$

$$\text{onde: } \mathcal{E} = C_t + Q_{CC} C_t Q_{CC}$$

e

$$\hat{\mathcal{E}} = -Q_{CC} C_t Q_{EC}$$

$\hat{\mathcal{E}}$ é igual à matriz nula quando não existirem laços que contenham somente capacitores e fontes independentes de tensão.

Eliminando-se as variáveis associadas aos indutores, chega-se a:

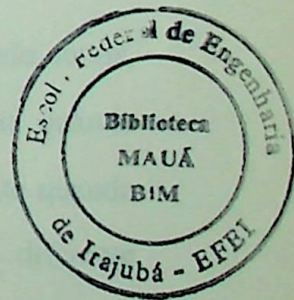
$$\frac{d}{dt}(\mathcal{L} i_{Lt}) = Q_{CL} v_{Ct} + Q_{RL} v_{Rt} + Q_{EL} v_E + \frac{d}{dt}(\hat{\mathcal{L}} i_J)$$

$$\text{onde: } \mathcal{L} = L_{tt} - L_{te} Q_{LL} - Q_{LL}^T L_{te} + Q_{LL}^T L_{te} Q_{LL}$$

e

$$\hat{\mathcal{L}} = (L_{te} - Q_{LL}^T L_{te}) Q_{LJ}$$

$\hat{\mathcal{L}}$ é igual à matriz nula quando não existirem conjuntos de corte que contenham somente indutores e fontes de corrente independentes.



Nas equações acima falta ainda a eliminação das variáveis associadas aos elementos resistivos, quais sejam: i_{Rt} e v_{Rt} . O processo de eliminação destas variáveis só será possível caso existam as inversas das seguintes matrizes:

$$(U + G_{tt}Q_{RR})$$

e

$$\mathcal{H}_1 = (U - G_{tt}Q_{RR}) + G_{tt}Q_{RR}(U + G_{tt}Q_{RR})^{-1}G_{tt}Q_{RR}$$

ou,

$$(U - G_{tt}Q_{RR})$$

e

$$\mathcal{H}_2 = (U + G_{tt}Q_{RR}) + G_{tt}Q_{RR}(U - G_{tt}Q_{RR})^{-1}G_{tt}Q_{RR}$$

Uma vez obtidas as soluções para i_{Rt} e v_{Rt} , estas são levadas às equações das derivadas de $\mathcal{E}v_{Ct}$ e $\mathcal{L}i_{Lt}$, conduzindo a expressões bastante complexas cuja forma final será do tipo:

$$\frac{d}{dt}(\mathcal{E}v_{Ct}) = \begin{bmatrix} -\mathcal{Y} & \mathcal{H} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{v_{Ct}}{i_{Lt}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\hat{\mathcal{Y}} & \hat{\mathcal{H}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{v_E}{i_J} \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \hat{\mathcal{E}} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{v_E}{i_J} \end{bmatrix}$$

$$\frac{d}{dt}(\mathcal{L}i_{Lt}) = \begin{bmatrix} \mathcal{F} & -\mathcal{Z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{v_{Ct}}{i_{Lt}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \hat{\mathcal{F}} & -\hat{\mathcal{Z}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{v_E}{i_J} \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} 0 & \hat{\mathcal{L}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{v_E}{i_J} \end{bmatrix}$$

Um ponto deve ficar claro ao se observar as equações de estado acima, qual seja: derivadas das fontes de tensão aparecerão somente quando existir um laço totalmente capacitivo e, mesmo assim, somente quando este laço incluir uma fonte de tensão, tornando $\hat{\mathcal{E}} = Q_{CC}C_tQ_{EC}$ diferente de zero. Similarmente, derivadas das fontes de corrente somente aparecerão quando existir um corte puramente indutivo e, mesmo assim, somente quando este corte incluir uma fonte de corrente, tornando

$\hat{\mathcal{L}} = \mathcal{Q}'_{LL} L_{LL} \mathcal{Q}_{LL} + L_{LL} \mathcal{Q}_{LL}$ diferente de zero. Somente nestes casos é que derivadas das fontes de tensão e de corrente poderão aparecer nas equações de estado.

III.3.3- Circuitos Invariantes no Tempo

No caso de circuitos invariantes no tempo, as equações de estado podem ser re-escritas como:

$$\begin{bmatrix} \mathcal{C} & 0 \\ 0 & \mathcal{L} \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} v_{Ct} \\ i_{Lt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\mathcal{Y} & \mathcal{H} \\ \mathcal{G} & -\mathcal{Z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{Ct} \\ i_{Lt} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\hat{\mathcal{Y}} & \hat{\mathcal{H}} \\ \hat{\mathcal{G}} & -\hat{\mathcal{Z}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_E \\ i_J \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \hat{\mathcal{C}} & 0 \\ 0 & \hat{\mathcal{L}} \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} v_E \\ i_J \end{bmatrix}$$

Finalmente, assumindo-se que $\mathcal{C}$ e $\mathcal{L}$ são matrizes não singulares, tem-se:

$$\frac{dx}{dt} = \mathcal{A}x + \mathcal{R}_1 e + \mathcal{R}_2 \frac{de}{dt},$$

$$\text{onde: } x = \begin{bmatrix} v_{Ct} \\ i_{Lt} \end{bmatrix}, e = \begin{bmatrix} v_E \\ i_J \end{bmatrix},$$

$$\mathcal{A} = \begin{bmatrix} \mathcal{C}^{-1} & 0 \\ 0 & \mathcal{L}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\mathcal{Y} & \mathcal{H} \\ \mathcal{G} & -\mathcal{Z} \end{bmatrix},$$

$$\mathcal{R}_1 = \begin{bmatrix} \mathcal{C}^{-1} & 0 \\ 0 & \mathcal{L}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\hat{\mathcal{Y}} & \hat{\mathcal{H}} \\ \hat{\mathcal{G}} & -\hat{\mathcal{Z}} \end{bmatrix} e$$

$$\mathcal{R}_2 = \begin{bmatrix} \mathcal{C}^{-1} & 0 \\ 0 & \mathcal{L}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{\mathcal{C}} & 0 \\ 0 & \hat{\mathcal{L}} \end{bmatrix}$$

Este é o resultado desejado.

III.3.4- Circuitos R-L-C

No caso dos circuitos R-L-C, a existência da inversa das matrizes $(U + G_{tt}Q_{RR})$, $\mathcal{H}_1$, $(U - G_{tt}Q_{RR})$, $\mathcal{H}_2$, $\mathcal{C}$ e $\mathcal{L}$ está garantida. Para estes circuitos os resultados podem ser escritos explicitamente e prover esclarecimento sobre os casos mais gerais.

As submatrizes componentes das equações de estados são obtidas explicitamente como:

$$\begin{aligned}\mathcal{Y} &= Q_{CR} R^{-1} Q_{CR}', & \mathcal{H} &= -Q_{CL} + Q_{CR} R^{-1} Q_{RR}' R_t Q_{RL}, \\ \mathcal{Z} &= Q_{RL}' G^{-1} Q_{RL}, & \mathcal{G} &= Q_{CL}' - Q_{RL}' G^{-1} Q_{RR} G_t Q_{CR}' = -\mathcal{H}'\end{aligned}$$

e

$$\begin{aligned}\hat{\mathcal{Y}} &= Q_{CR} R^{-1} Q_{ER}', & \hat{\mathcal{H}} &= -Q_{CJ} + Q_{CR} R^{-1} Q_{RR}' R_t Q_{RJ}, \\ \hat{\mathcal{Z}} &= Q_{RL}' G^{-1} Q_{RJ}, & \hat{\mathcal{G}} &= Q_{EL}' - Q_{RL}' G^{-1} Q_{RR} G_t Q_{ER}'\end{aligned}$$

onde:

$$R = R_t + Q_{RR}' R_t Q_{RR}$$

$$G = G_t + Q_{RR} G_t Q_{RR}'$$

III.4- Resumo dos Resultados Essenciais para Obtenção das Equações de Estado

• Relações Topológicas

$$Q = [U \quad Q_t] \quad Q_t = \begin{array}{c} \text{elos} \rightarrow \\ \text{ramos} \end{array} \begin{array}{c} C \quad R \quad L \quad J \\ \downarrow E \left[\begin{array}{cccc} Q_{EC} & Q_{ER} & Q_{EL} & Q_{EJ} \\ Q_{CC} & Q_{CR} & Q_{CL} & Q_{CJ} \\ & Q_{RR} & Q_{RL} & Q_{RJ} \\ & & Q_{LL} & Q_{LJ} \end{array} \right] \end{array} \quad (III.1)$$

• Circuitos R-L-C

→ Relações Tensão Corrente

$$\begin{bmatrix} i_{Ct} \\ i_{Ct} \end{bmatrix} = \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} C_t & 0 \\ 0 & C_t \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{Ct} \\ v_{Ct} \end{bmatrix} \quad (\text{III.2a})$$

$$\begin{bmatrix} v_{Lt} \\ v_{Lt} \end{bmatrix} = \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} L_{tt} & L_{tt} \\ L_{tt} & L_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{Lt} \\ i_{Lt} \end{bmatrix} \quad (\text{III.2b})$$

$$\begin{bmatrix} i_{Rt} \\ v_{Rt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_t & 0 \\ 0 & R_t \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{Rt} \\ i_{Rt} \end{bmatrix} \quad (\text{III.2c})$$

→ Matrizes de Parâmetros

$$\left. \begin{aligned} \mathcal{C} &= C_t + Q_{CC} C_t Q_{CC} & \hat{\mathcal{C}} &= -Q_{CC} C_t Q_{EC} \\ \mathcal{L} &= L_{tt} + Q_{LL} L_{tt} Q_{LL} & R &= R_t + Q_{RR} R_t Q_{RR} \\ \hat{\mathcal{L}} &= -Q_{LL} L_{tt} Q_{LJ} & G &= G_t + Q_{RR} G_t Q_{RR} \end{aligned} \right\} \quad (\text{III.3})$$

→ Matrizes Resistivas Multi-porta

$$\left. \begin{aligned} \mathcal{Y} &= Q_{CR} R^{-1} Q_{CR} & \mathcal{H} &= -Q_{CL} + Q_{CR} R^{-1} Q_{RR} R_t Q_{RL} \\ \mathcal{Z} &= Q_{RL} G^{-1} Q_{RL} & \mathcal{G} &= -Q_{CL} - Q_{RL} G^{-1} Q_{RR} G_t Q_{CR} = -\mathcal{H} \\ \hat{\mathcal{Y}} &= Q_{CR} R^{-1} Q_{ER} & \hat{\mathcal{H}} &= -Q_{CJ} + Q_{CR} R^{-1} Q_{RR} R_t Q_{RJ} \\ \hat{\mathcal{Z}} &= Q_{RL} G^{-1} Q_{RJ} & \hat{\mathcal{G}} &= -Q_{EL} - Q_{RL} G^{-1} Q_{RR} G_t Q_{ER} \end{aligned} \right\} \quad (\text{III.4})$$

• Equações de Estado

$$\left. \begin{aligned} \frac{dx}{dt} &= \mathcal{A}x + \mathcal{B}_1 e + \mathcal{B}_2 \frac{de}{dt}, \\ x &= \begin{bmatrix} v_{Cl} \\ i_{Lt} \end{bmatrix}, \quad e = \begin{bmatrix} v_E \\ i_J \end{bmatrix}, \\ \mathcal{A} &= \begin{bmatrix} \mathcal{C}^{-1} & 0 \\ 0 & \mathcal{L}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\mathcal{Y} & \mathcal{H} \\ \mathcal{G} & -\mathcal{Z} \end{bmatrix}, \\ \mathcal{B}_1 &= \begin{bmatrix} \mathcal{C}^{-1} & 0 \\ 0 & \mathcal{L}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\hat{\mathcal{Y}} & \hat{\mathcal{H}} \\ \hat{\mathcal{G}} & -\hat{\mathcal{Z}} \end{bmatrix}, \\ \mathcal{B}_2 &= \begin{bmatrix} \mathcal{C}^{-1} & 0 \\ 0 & \mathcal{L}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{\mathcal{C}} & 0 \\ 0 & \hat{\mathcal{L}} \end{bmatrix} \end{aligned} \right\} \quad (III.5)$$

As fórmulas (III.1) a (III.5) constituem o roteiro para obtenção das equações de estado da rede elétrica.

III.5- Matrizes de Parâmetros para Circuitos R-L-C

Às matrizes de parâmetros $\mathcal{C}$, $\mathcal{L}$, R e G , introduzidas para simplificação de notação, pode ser dada uma interpretação bastante simples.

Consideremos a matriz de impedâncias de laços $Z_m = BZB'$ onde Z é a matriz de impedâncias de ramos formada após a remoção das fontes de tensão e de corrente. Arrumando as linhas e colunas de Z na ordem de ramos C , R e L e elos L , R e C , a matriz Z resultará:

$$Z = \begin{bmatrix} \frac{1}{s} C_t^{-1} & & & & & \\ & R_t & & & & 0 \\ & & sL_u & & & \\ & & & sL_{tt} & & \\ & 0 & & & R_t & \\ & & & & & \frac{1}{s} C_t^{-1} \end{bmatrix}$$

Particionando-se B da forma usual $[B_t \mid B_l]$ e, além disso, particionando-se $B_t (= -Q_t')$ de acordo com a partição sugerida para Q_t , B torna-se:

$$B = \begin{array}{c} \text{elos} \\ \downarrow C \\ R \\ L \end{array} \begin{array}{c} \overbrace{\begin{array}{ccc} C & R & L \end{array}}^{\text{ramos}} \\ \overbrace{\begin{array}{ccc} L & R & C \end{array}}^{\text{elos}} \end{array} \begin{bmatrix} -Q_{CC}' & 0 & 0 & 0 & 0 & U \\ -Q_{CR}' & -Q_{RR}' & 0 & 0 & U & 0 \\ -Q_{CL}' & -Q_{RL}' & -Q_{LL}' & U & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Forma-se então a matriz de impedância de laços, o que conduzirá a uma expressão bastante complexa. Desta matriz, as matrizes de parâmetros de laços R e $\mathcal{L}$ podem ser obtidas da forma que se segue:

- 1- $R = R_t + Q_{RR}' R_t Q_{RR}$ é a submatriz da matriz de resistências de laços para os laços fundamentais definidos por elos resistivos para a árvore normal, com todas as fontes removidas.
- 2- $\mathcal{L} = L_{tt} + Q_{LL}' L_{tt} Q_{LL}$ é a submatriz da matriz de indutâncias de laços para os laços fundamentais definidos por elos indutivos para a árvore normal, com todas as fontes removidas.

De modo análogo, formando-se a matriz de admitâncias de cortes QYQ' e particionando-a da mesma forma que acima, concluir-se-á que:

1- $\mathcal{C} = C_t + Q_{CC} C_t Q_{CC}'$ é uma submatriz da matriz de capacitâncias de cortes para os cortes fundamentais definidos por ramos capacitivos para uma árvore normal, com todas as fontes removidas.

2- $G = G_t + Q_{RR} G_t Q_{RR}'$ é uma submatriz da matriz de condutâncias de cortes para os cortes fundamentais definidos por ramos condutivos para uma árvore normal, com todas as fontes removidas.

Estas interpretações tornam possível a obtenção destas matrizes de parâmetros, sem proceder-se a extensivas multiplicações de matrizes, apenas por inspeção do circuito após a escolha de uma árvore normal.

Para os casos mais gerais, a obtenção das equações de estado pode ser feita pelo seguinte algoritmo:

1- Determine uma árvore normal para o circuito

2- Numere os ramos do circuito conforme o esquema:

fontes de tensão, C , R , e L para ramos da árvore

e

C , R e L e fontes de corrente para ramos da co-árvore

3- Determine as matrizes de elementos de ramos:

$$C_t, G_t, C_\ell, R_\ell, L_{tt} \text{ e } L_{\ell\ell}$$

4- Determine a matriz Q , particionando-a convenientemente.

5- Calcule as matrizes de parâmetros:

$$\mathcal{C} = C_t + Q_{CC} C_t Q_{CC}'$$

$$\mathcal{L} = L_{tt} + Q_{LL}' L_{tt} Q_{LL}$$

$$R = R_t + Q_{RR}' R_t Q_{RR}$$

$$G = G_t + Q_{RR} G_t Q_{RR}'$$

6- Calcule as matrizes $\mathcal{Y}$, $\mathcal{Z}$ e $\mathcal{H}$

$$\mathcal{Y} = Q_{CR} R^{-1} Q_{CR}'$$

$$\mathcal{Z} = Q_{RL}' G^{-1} Q_{RL}$$

$$\mathcal{H} = -Q_{CL} + Q_{CR} R^{-1} Q_{RR}' R_t Q_{RL}$$

7- Calcule as matrizes $\hat{\mathcal{Y}}$, $\hat{\mathcal{Z}}$, $\hat{\mathcal{H}}$ e $\hat{\mathcal{G}}$

$$\hat{\mathcal{Y}} = Q_{CR} R^{-1} Q_{ER}'$$

$$\hat{\mathcal{Z}} = Q_{RL}' G^{-1} Q_{RJ}$$

$$\hat{\mathcal{H}} = -Q_{CJ} + Q_{CR} R^{-1} Q_{RR}' R_t Q_{RJ}$$

$$\hat{\mathcal{G}} = -Q_{RL}' G^{-1} Q_{RR} G_t Q_{ER}'$$

8- Calcule as matrizes $\hat{\mathcal{C}}$ e $\hat{\mathcal{L}}$

$$\hat{\mathcal{C}} = -Q_{CC} C_t Q_{EC}'$$

$$\hat{\mathcal{L}} = -Q_{LL}' L_{tt} Q_{LJ}$$

9- Construa a matriz: $\begin{bmatrix} \mathcal{C} & 0 \\ 0 & \mathcal{L} \end{bmatrix}$ e calcule a sua inversa

10- Calcule os produtos:

$$\mathcal{A} = \begin{bmatrix} \mathcal{C} & 0 \\ 0 & \mathcal{L} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} -\mathcal{Y} & \mathcal{H} \\ \mathcal{G} & -\mathcal{Z} \end{bmatrix}$$

$$\mathcal{A}_1 = \begin{bmatrix} \mathcal{C} & 0 \\ 0 & \mathcal{L} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} -\hat{\mathcal{Y}} & \hat{\mathcal{H}} \\ \hat{\mathcal{G}} & -\hat{\mathcal{Z}} \end{bmatrix}$$

$$\mathcal{B}_2 = \begin{bmatrix} \mathcal{C} & 0 \\ 0 & \mathcal{L} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \hat{\mathcal{C}} & 0 \\ 0 & \hat{\mathcal{L}} \end{bmatrix}$$

11- Proceda a transformação de variáveis:

$$x \rightarrow (x - \mathcal{B}_2 e)$$

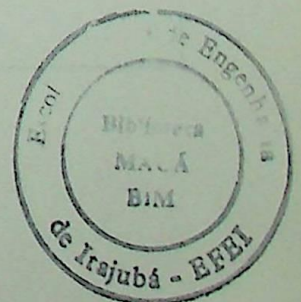
$$\text{Calcule } \mathcal{B} = \mathcal{A}\mathcal{B}_2 + \mathcal{A}_1$$

12- A equação de estado será:

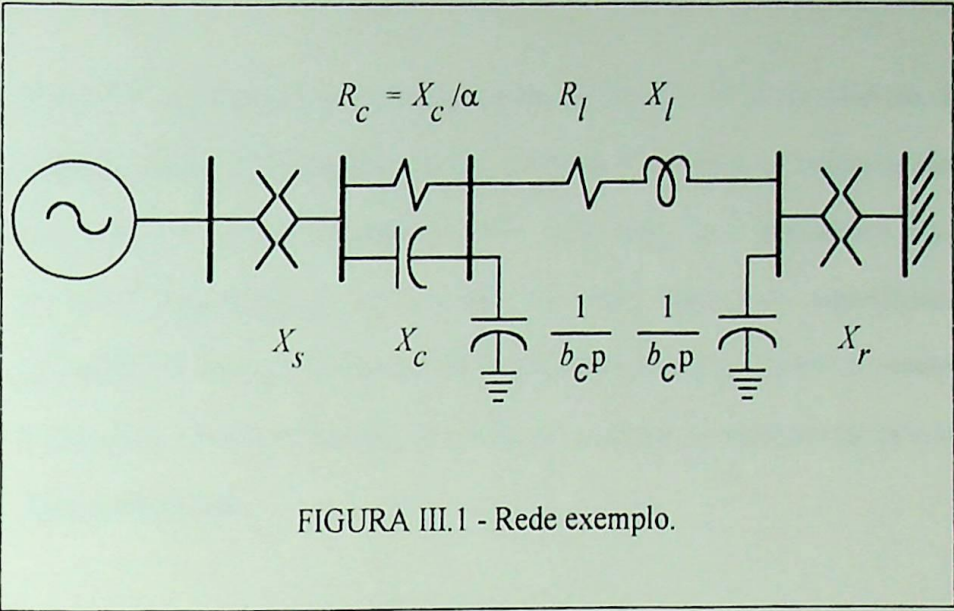
$$\frac{dx}{dt} = \mathcal{A}x + \mathcal{B}e$$

III.6- Exemplo Prático de Obtenção das Equações de Estado

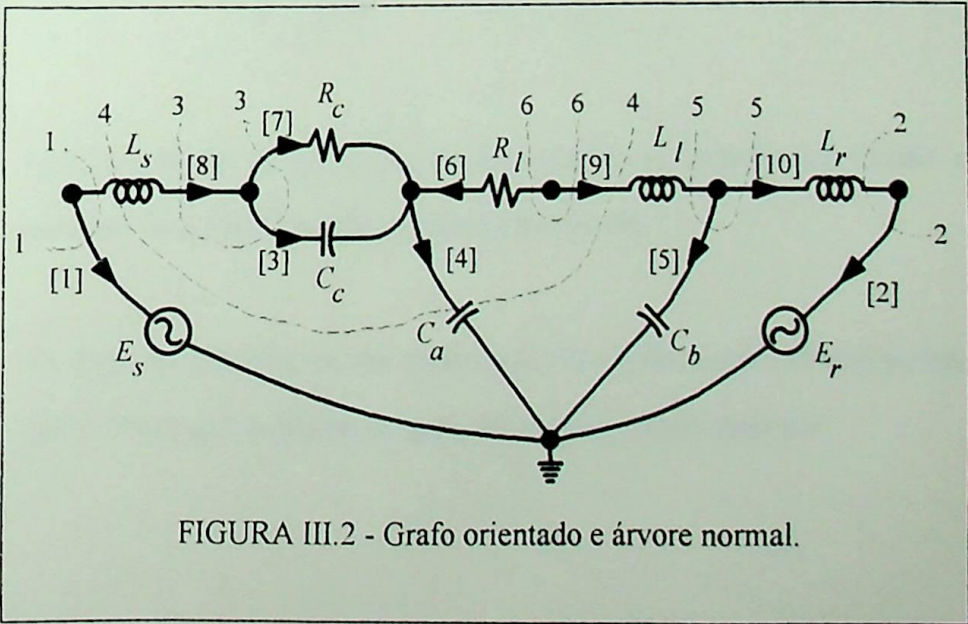
Procederemos agora um exemplo de aplicação do método apresentado. A rede elétrica escolhida corresponde àquela estudada por Rustebakke e Concordia [6].



A Figura III.1 apresenta a rede do exemplo.



Para a rede apresentada, foi escolhida uma árvore normal, formada pelos ramos [1], [2], [3], [4], [5] e [6], mostrada na Figura III.2. Para a árvore normal escolhida, estão indicados os cortes fundamentais definidos por seus ramos.



Deve ser observado que a numeração dos ramos do grafo respeita a ordem: fontes de tensão, capacitores da árvore e resistores e indutores do conjunto de ramos de ligação. Notar que neste caso específico não existem degenerações no circuito, ou seja, todos os capacitores pertencem à árvore e todos os indutores pertencem ao conjunto de ramos de ligação. Com esta escolha de árvore as matrizes elementares de ramos ficam dadas por:

$$C_t = \begin{bmatrix} C_c & 0 & 0 \\ 0 & C_a & 0 \\ 0 & 0 & C_b \end{bmatrix}, \quad G_t = \begin{bmatrix} 1/R_l \end{bmatrix},$$

$$L_u = [0], \quad L_{\ell} = \begin{bmatrix} L_s & 0 & 0 \\ 0 & L_l & 0 \\ 0 & 0 & L_r \end{bmatrix},$$

$$R_\ell = [R_c], \quad C_\ell = [0]$$

A partir destas matrizes podem ser escritas as relações de tensão e corrente para cada um dos elementos do circuito.

As relações topológicas são dadas pela matriz dos cortes fundamentais, que é obtida por inspeção do grafo do circuito, sendo dada por:

elos $\rightarrow$
ramos da árvore
 $\downarrow$

		E_s	E_r	C_c	C_a	C_b	R_l	R_c	L_s	L_l	L_r
		[1]	[2]	[3]	[4]	[5]	[6]	[7]	[8]	[9]	[10]
$[Q] =$	E_s	[1]	1	0	0	0	0	0	1	0	0
	E_r	[2]	0	1	0	0	0	0	0	0	-1
	C_c	[3]	0	0	1	0	0	1	-1	0	0
	C_a	[4]	0	0	0	1	0	0	-1	1	0
	C_b	[5]	0	0	0	0	1	0	0	-1	1
	R_l	[6]	0	0	0	0	0	1	0	1	0

Pode-se agora calcular as matrizes de parâmetros $\mathcal{C}$, $\hat{\mathcal{C}}$, $\mathcal{L}$, $\hat{\mathcal{L}}$, $\mathbf{R}$ e $\mathbf{G}$ e as matrizes resistivas multi-porta $\mathcal{Y}$, $\mathcal{H}$, $\mathcal{Z}$, $\mathcal{G} = -\mathcal{H}$, $\hat{\mathcal{Y}}$, $\hat{\mathcal{H}}$, $\hat{\mathcal{Z}}$ e $\hat{\mathcal{G}}$. Ao longo da derivação das equações de estado da rede será observado que, em virtude da inexistência de degenerações no circuito e conseqüentemente do não aparecimento de derivadas das excitações, algumas destas matrizes não estarão definidas [137].

Matrizes de Parâmetros

$$\mathcal{C} = C_t + Q_{CC} C_t Q'_{CC}$$

$$C = \begin{bmatrix} C_c & 0 & 0 \\ 0 & C_a & 0 \\ 0 & 0 & C_b \end{bmatrix}$$

$$\hat{\mathcal{C}} = -Q_{CC} C_t Q'_{EC} \rightarrow \text{não está definida}$$

$$\mathcal{L} = L_{ll} + Q'_{LL} L_{ll} Q_{LL}$$

$$\mathcal{L} = \begin{bmatrix} L_s & 0 & 0 \\ 0 & L_l & 0 \\ 0 & 0 & L_r \end{bmatrix}$$

$$\hat{\mathcal{L}} = -Q'_{LL} L_{ll} Q_{Ll} \rightarrow \text{não está definida}$$

$$R = R_l + Q'_{RR} R_l Q_{RR}$$

$$R = [R_c] + [0][R_l][0] = [R_c]$$

$$G = G_l + Q_{RR} G_l Q'_{RR}$$

$$G = [1/R_l] + [0][1/R_c][0] = [1/R_l]$$

Matrizes resistivas multi-porta

$$\mathcal{Y} = Q_{CR} R^{-1} Q'_{CR}$$

$$Y = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} [1/R_c] \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/R_c & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\mathcal{H} = -Q_{CL} + Q_{CR} R^{-1} Q'_{RR} R_l Q_{RL}$$

$$\mathcal{H} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & -1 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} [1/R_c] [0][R_l][0 \quad 1 \quad 0] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & -1 \end{bmatrix}$$

$$\mathcal{Z} = Q'_{RL} G^{-1} Q_{RL}$$

$$\mathcal{L} = \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R_l \parallel 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_l & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\mathcal{G} = -\mathcal{H}'$$

$$\mathcal{G} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & -1 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\hat{\mathcal{Y}} = Q_{CR} R^{-1} Q'_{ER}$$

$$\hat{\mathcal{Y}} = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1/R_c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 & 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\hat{\mathcal{H}} = -Q_{CJ} + Q_{CR} R^{-1} Q'_{RR} R_l Q_{RJ} \rightarrow \text{não está definida}$$

$$\hat{\mathcal{L}} = Q'_{RL} G^{-1} Q_{RJ} \rightarrow \text{não está definida}$$

$$\hat{\mathcal{G}} = Q'_{EL} - Q'_{RL} G^{-1} Q_{RR} G_l Q_{ER}$$

$$\hat{\mathcal{G}} = \begin{bmatrix} -1 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -1 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R_l \parallel 0 \parallel 1/R_c \parallel 0 & 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -1 \end{bmatrix}$$

De posse das matrizes anteriormente calculadas, forma-se a equação de estado:

$$\frac{dx}{dt} = \mathcal{A}x + \mathcal{B}e + \mathcal{B}_2 \frac{de}{dt}$$

No caso do exemplo, tem-se:

$$x = \begin{bmatrix} v_c \\ v_a \\ v_b \\ i_s \\ i_l \\ i_r \end{bmatrix} \quad e = \begin{bmatrix} E_s \\ E_r \end{bmatrix} \quad \mathcal{B}_2 \rightarrow \text{n\~{a}o est\~{a} definida}$$

$$\mathcal{A} = \begin{bmatrix} 1/C_c & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1/C_a & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1/C_b & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/L_s & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/L_l & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1/R_c & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -R_l & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\mathcal{A} = \begin{bmatrix} -1/R_c C_c & 0 & 0 & 1/C_c & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/C_a & -1/C_a & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/C_b & -1/C_b \\ -1/L_s & -1/L_s & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1/L_l & -1/L_l & 0 & -1/R_l L_l & 0 \\ 0 & 0 & 1/L_r & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\mathcal{A} = \begin{bmatrix} 1/C_c & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1/C_a & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1/C_b & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/L_s & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/L_l & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 1/L_s & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -1/L_r \end{bmatrix}$$

Finalmente:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} v_c \\ v_a \\ v_b \\ i_s \\ i_l \\ i_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1/R_c C_c & 0 & 0 & 1/C_c & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/C_a & -1/C_a & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/C_b & -1/C_b \\ -1/L_s & -1/L_s & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1/L_l & -1/L_l & 0 & -1/R_l L_l & 0 \\ 0 & 0 & 1/L_r & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_c \\ v_a \\ v_b \\ i_s \\ i_l \\ i_r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 1/L_s & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -1/L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_s \\ E_r \end{bmatrix}$$

As equações de estado assim obtidas são representativas do desempenho dinâmico da rede elétrica em termos da referência de fases (a,b,c). Para ser possível inseri-las no conjunto final de equações de estado do sistema completo, será preciso escrevê-las na referência (d,q) que é a adotada para as equações da máquina síncrona. A transformação de variáveis necessária é aquela apresentada em [107].

As equações de estado da rede elétrica escritas com relação a referência (d,q), ficam:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} v_{cd} \\ v_{ad} \\ v_{bd} \\ i_{sd} \\ i_{ld} \\ i_{rd} \\ v_{cq} \\ v_{aq} \\ v_{bq} \\ i_{sq} \\ i_{lq} \\ i_{rq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1/R_c C_c & 0 & 0 & 1/C_c & 0 & 0 & \omega & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/C_a & -1/C_a & 0 & 0 & \omega & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/C_b & -1/C_b & 0 & 0 & \omega & 0 & 0 & 0 \\ -1/L_s & -1/L_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \omega & 0 & 0 \\ 0 & 1/L_l & -1/L_l & 0 & -1/R_l L_l & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \omega & 0 \\ 0 & 0 & 1/L_r & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \omega \\ -\omega & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1/R_c C_c & 0 & 0 & 1/C_c & 0 & 0 \\ 0 & -\omega & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/C_a & -1/C_a & 0 \\ 0 & 0 & -\omega & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/C_b & -1/C_b & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\omega & 0 & 0 & -1/L_s & -1/L_s & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\omega & 0 & 0 & 1/L_l & -1/L_l & 0 & -1/R_l L_l & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\omega & 0 & 0 & 1/L_r & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{cd} \\ v_{ad} \\ v_{bd} \\ i_{sd} \\ i_{ld} \\ i_{rd} \\ v_{cq} \\ v_{aq} \\ v_{bq} \\ i_{sq} \\ i_{lq} \\ i_{rq} \end{bmatrix} +$$

$$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1/L_s & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1/L_s & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1/L_s & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1/L_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_x \\ E_y \\ E_{x'} \\ E_{y'} \end{bmatrix}$$

APÊNDICE IV

PROGRAMAS PARA ANÁLISE DE RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA

IV.1- Introdução

No contexto desta dissertação foram apresentados vários resultados de simulações e análises do fenômeno de RSS realizadas com o auxílio de um conjunto de programas computacionais especialmente desenvolvidos para a análise dos fenômenos associados à compensação série.

Tal conjunto é constituído por:

- um programa de cálculo de autovalores e autovetores da matriz de estado formada pelas equações linearizadas de desempenho dinâmico do sistema. Este programa também permite o cálculo da fronteira de estabilidade do gerador síncrono no plano $R_e \times X_C$ e estudos de variação paramétrica da rede elétrica, da máquina síncrona, do sistema de massas do eixo e do sistema de controle da excitação do gerador. Este programa possui uma versão que representa a rede de transmissão associada à usina de Itaipu (linha de transmissão representada por seu modelo π), sem a representação do sistema de excitação do gerador. A metodologia utilizada e os dados de entrada para estes programas estão descritos adiante.
- um programa de varredura em frequência para um gerador ligado a uma rede elétrica de qualquer topologia. A metodologia está descrita no item 2.11 e um exemplo é apresentado no item 2.11.1.
- um programa para análise modal do sistema de massas do eixo, com base nas relações matemáticas descritas no Apêndice II.
- um programa para determinação da árvore normal de uma rede elétrica de qualquer topologia com base no método descrito no Apêndice III. Este programa pode servir de base para futuros

desenvolvimentos com o objetivo de generalizar a representação da rede.

IV.2- Programa para Análise de Ressonância Subsíncrona

IV.2.1- Metodologia

Este programa monta a matriz de estado de um sistema elétrico composto de um gerador ligado a uma barra infinita através de uma linha de transmissão compensada por capacitor série, representada por elementos R-L-C em série.

A partir de um fluxo de potência da rede (resolvido internamente pelo método desacoplado rápido), são calculadas as condições operativas do gerador e inicializadas as variáveis da rede e da máquina. As equações da rede são escritas na referência girante do rotor e seus estados representados pelas tensões através capacitor segundo os eixos d e q. As equações de estado da máquina síncrona são escritas para o modelo de corrente e podem ser representados até quatro circuitos de rotor.

Neste ponto é possível obter-se os autovalores da matriz de estado formada somente pelas equações da rede e da máquina síncrona. Tal representação permite realizar as análises associadas a condição chamada de inércia infinita, na qual somente as dinâmicas elétricas são consideradas.

Em seqüência é determinado o modelo de estado do sistema de massas do eixo. Este modelo pode representar a configuração do eixo de qualquer conjunto gerador / turbina, acoplando-se ao modelo anterior da rede e máquina elétrica. A consideração de eixo rígido é possível concentrando-se toda inércia do conjunto mecânico em um único estágio. Esta representação constitui-se no segundo nível de modelagem, permitindo caracterizar o chamado modo eletromecânico de oscilação. No terceiro nível de modelagem, as inércias do eixo são separadas e modeladas individualmente, além das dinâmicas anteriormente consideradas poder-se-á caracterizar o fenômeno de interação torsional.

O passo seguinte, correspondente ao quarto nível de modelagem, é a determinação do modelo de estado para o sistema de excitação do gerador e seu acoplamento com o modelo rede-máquina-sistema de massas do eixo. Passo a passo, o programa monta as equações do RAT e dos dois sinais adicionais considerados, elevando progressivamente a ordem do modelo de estado.

O modelo de estado é determinado com base nas equações (4.15), (4.20), (4.24), (4.26), (4.30), (4.32), (4.35), (4.38) e (4.45). A ordem interna de montagem destas equações é: rede, máquina elétrica, sistema de massas do eixo, regulador automático de tensão, estabilizador $\Delta\omega$ e estabilizador subsíncrono.

Finalmente, obtida a matriz de estado, procede-se o cálculo de seus autovalores e autovetores através de rotinas baseadas no método QR.

Incorporado à esta metodologia existe um algoritmo para cálculo da fronteira de estabilidade do gerador síncrono no plano $R_e \times X_C$. Este algoritmo baseia-se em um processo iterativo no qual os pontos da fronteira vão sendo determinados a partir de variações incrementais de R_e e de X_C . Um ponto da fronteira fica determinado quando o autovalor correspondente ao modo instável torna-se nulo dentro de uma determinada tolerância de convergência. A fronteira é percorrida por um vetor de busca cujo módulo pode variar em função do processo, de modo a otimizar a convergência quer em termos de precisão quer em termos de velocidade. O primeiro ponto da curva é determinado por uma varredura linear, fixando-se um valor de X_C e variando-se R_e até que um ponto da fronteira seja atingido. O sentido da variação de R_e é determinado pelo sinal do autovalor instável. A partir deste ponto o vetor de busca passa a percorrer a fronteira, sendo o próximo ponto determinado dentro de um círculo de raio igual ao módulo do vetor de busca e centro no ponto da fronteira anteriormente determinado. Os valores iniciais do passo de variação angular e do módulo do vetor de busca são dados de entrada do programa. O processo termina por uma das seguintes condições: valor limite para R_e ou para X_C , número máximo de pontos calculados ou ponto da fronteira não encontrado após um determinado número de iterações. Todas estas condições são fixadas nos dados de entrada.

A segunda versão do programa, pela própria natureza da rede modelada que contém três trechos de compensação série, não incorpora a obtenção da fronteira. Além disso, o sistema de excitação não está modelado. Este programa serve para ilustrar o resultado de uma modelagem mais elaborada para a rede elétrica, tomando como base a metodologia de montagem da matriz de estado apresentada no Apêndice III. É possível obter-se, passo a passo, os autovalores da rede representada na referência abc, da rede na referência dq, da máquina síncrona e do sistema de massas do eixo, separadamente ou em conjunto.

A forma de codificação dos dados para as duas versões é a mesma.

IV.2.2- Entrada de Dados

O fluxo de entrada de dados é ordenado em função de cartões de controle, conforme a seguir.

IV.2.2.1- Título do Caso (cartão 1)

Entre com o código 1 na coluna 3 do cartão de controle.

Entre com o título do caso nas primeiras 80 colunas do cartão seguinte.

Só é permitida uma linha de título para cada caso.

IV.2.2.2- Comentários (cartão 2)

Entre com o código 2 na coluna 3 do cartão de controle.

Entre com o comentário nas primeiras 80 colunas do cartão seguinte.

Na entrada é permitido qualquer número de pares de cartões de comentários.

Na saída só serão impressos os primeiros 12 comentários.



IV.2.2.3- Dados de Linhas (cartão 4)

Entre com o código 4 na coluna 3 do cartão de controle e, opcionalmente, com o código NBCV nas colunas 5 a 8 .

O código opcional indica que os dados de linhas, em por unidade, estão informados na mesma base do gerador. Se este código não for informado os dados deverão ser fornecidos em por cento na base 100 MVA e serão internamente convertidos.

Nos cartões seguintes são informados os dados de linhas, conforme indicado abaixo:

COLUNAS	DADO
1-4	barra "de" do elemento
9-12	barra "para" do elemento
18-23	resistência do elemento (% ou p.u.) ¹
24-29	reatância do elemento (% ou p.u.) ¹
30-35	susceptância da linha (MVA _r ou p.u.) ¹
36-40	tap do transformador (p.u.)

1- Conforme código NBCV.

Para indicar final dos dados de linhas entre com 9999 nas colunas 1 a 4 do último cartão.

IV.2.2.4- Dados de Barras (cartão 5)

Entre com o código 5 na coluna 3 do cartão de controle.

Entre com os dados de barras nos cartões seguintes, conforme indicado abaixo.

COLUNAS	DADO
1-4	número da barra
8	tipo da barra: 0 - PQ 1 - PV 2 - ref. ("swing")
10-22	nome da barra

COLUNAS	DADO
23-26	tensão (p.u.)
27-30	ângulo (graus)
31-35	potência ativa gerada (MW ou p.u.) ¹
36-40	potência reativa gerada (MVar ou p.u.) ^{1,2}
56-60	potência ativa consumida (MW ou p.u.) ¹
61-65	potência reativa consumida (MVar ou p.u.) ¹
66-70	reator / capacitor "shunt" (MVar ou p.u.) ^{1,3}

1- Conforme código NBCV.

2- Caso este campo não seja deixado em branco para uma barra tipo PV, o fator de potência da barra será fixado em função dos valores especificados para as potências ativa e reativa geradas.

3- Entre com valor positivo para indicar capacitor e negativo para indicar reator.

Para indicar final de dados de barras, entre com 9999 nas colunas 1 a 4 do último cartão.

IV.2.2.5- Dados da Máquina Síncrona (cartão 16)

Entre com o código 16 nas colunas 2 e 3 do cartão de controle.

Entre com os dados da máquina nos três cartões seguintes, conforme indicado abaixo.

Primeiro cartão:

COLUNAS	DADO
1-4	número da barra à qual está ligada a máquina
6-13	inércia (s)
14-28	coeficiente de amortecimento (p.u.)
22-29	potência base (MVA)
30-37	resistência da armadura (p.u.)
38-45	reatância síncrona de eixo direto (p.u.)
46-53	reatância transitória de eixo direto (p.u.)
54-61	reatância subtransitória de eixo direto (p.u.)

Segundo cartão:

COLUMNAS	DADO
6-13	reatância síncrona de eixo em quadratura (p.u.)
14-28	reatância transitória de eixo em quadratura (p.u.) ¹
22-29	reatância subtransitória de eixo em quadratura (p.u.)
30-37	reatância de dispersão (p.u.)
38-45	constante de tempo transitória de eixo direto (s)
46-53	constante de tempo subtransitória de eixo direto (s)
54-61	constante de tempo transitória de eixo em quadratura (s) ¹
62-69	cte. de tempo subtransitória de eixo em quadratura (s)

1- Não informe estes valores quando o efeito transitório de eixo em quadratura não for considerado.

Para indicar fim de dados de máquina entre com 9999 nas colunas 1 a 4 do terceiro cartão.

IV.2.2.6- Dados do Sistema de Massas do Eixo (cartão 17)

Entre com o código 17 nas colunas 2 e 3 do cartão de controle.

Entre com os dados do sistema de massas do eixo nos cartões seguintes, conforme indicado abaixo.

Primeiro cartão:

COLUMNAS	DADO
1-4	número de estágios do eixo
6-9	número do estágio correspondente ao gerador
11-20	potência base dos dados do eixo (MVA)

Seguem-se "n" cartões correspondentes aos "n" estágios do eixo.

COLUMNAS	DADO
1-10	inércia do estágio i (s)
11-20	amortecimento próprio do estágio i (p.u.)
21-30	amortecimento mútuo entre os estágios i e $i+1$ (p.u.)
31-40	cte elástica do segmento de eixo entre i e $i+1$ (p.u.)

IV.2.2.7- Dados do Sistema de Excitação da Máquina Síncrona (cartão 18)

Entre com o código 18 nas colunas 2 e 3 do cartão de controle.

Entre com os dados do sistema de excitação nos 4 cartões seguintes, conforme indicado abaixo.

Primeiro cartão- Dados do regulador automático de tensão¹

COLUNAS	DADO
1-4	número da barra à qual está ligada a máquina associada ao RAT
6-13	ganho do regulador, parâmetro K_A
14-21	parâmetro T_A
22-29	parâmetro T_{X1}
30-37	parâmetro T_{X2}
38-45	parâmetro T_{X3}
46-53	parâmetro T_{X4}

Segundo cartão- Dados do estabilizador $\Delta\omega^{2,3}$

COLUNAS	DADO
1-4	nº da barra à qual está ligada a máq. associada ao estabilizador
6-13	ganho do 1º canal de medição de velocidade (parâmetro K_{W1})
14-21	ganho do 2º canal de medição de velocidade (parâmetro K_{W2})
22-29	parâmetro T_W
30-37	parâmetro T_{W1}
38-45	parâmetro T_{W2}
46-53	parâmetro T_{W3}
54-61	parâmetro T_{W4}
62-69	parâmetro T_{W5}
71	ponto de conexão do sinal. Valores: A - ligado antes da malha do RAT B - ligado após a malha do RAT
72-73	nº do estágio associado ao 1º canal de medição de velocidade
74-75	nº do estágio associado ao 2º canal de medição de velocidade

Terceiro cartão- Dados do estabilizador subsíncrono⁴

COLUNAS	DADO
1-4	nº da barra à qual está ligada a máq. associada ao estabilizador
6-13	ganho do estabilizador (parâmetro K)

Terceiro cartão- Dados do estabilizador subsíncrono (continuação)

COLUMNAS	DADO
14-21	parâmetro T_1
22-29	parâmetro T_2
30-37	parâmetro T_3
38-45	parâmetro θ

1- Conforme Figura 3.1.

2- Conforme Figura 3.5.

3- Caso o sinal de velocidade seja medido em um único estágio, entre com a totalidade do ganho no campo K_{W1} . Os campos para indicação dos estágios dos quais se deriva a medição de velocidade deverão ser iguais ao número do estágio efetivo do qual se deriva a medição.

4- Conforme Figura 3.9.

IV.2.2.8- Dados Relativos ao Processamento da Matriz de Estado (cartão 29)

Entre com o código 29 nas colunas 2 e 3 do cartão de controle e com as opções de processamento da matriz de estado, no mesmo cartão, conforme indicado abaixo.

COLUMNAS	DADO
1-3	código de controle 29
10	=0, para autovalores; ≠0, para autovalores e autovetores
30	não utilizado
31	não utilizado
32	não utilizado
33	=0 indica que não será calculada a fronteira de estabilidade =1 indica que será calculada a fronteira de estabilidade
34	=0 indica que não serão impressos os autovalores e autovetores ≠0 indica que serão impressos os autovalores e autovetores
35	se igual a 1 indica que o mapa da matriz de estado será impresso



IV.2.2.9- Dados Relativos à Execução do Caso (cartão 11)

Entre com o código 11 nas colunas 2 e 3 do cartão de controle e com as demais opções de execução, no mesmo cartão, conforme a seguir.

Primeiro cartão

COLONAS	DADO
1-3	código de controle 11
7-10	nº máximo de iterações para solução da rede
31	não utilizado
32	≠0 desativa a impressão de autovalores e autovetores no cálculo da fronteira
33	não utilizado
34	não utilizado
35	não utilizado
40	=1 indica que serão lidos dados para cálculo da fronteira
50-56	tolerância de convergência do problema ativo do fluxo de potência . Para o problema reativo a tolerância é 3 vezes o valor deste campo.(MW ou MVar)
57-63	tolerância de convergência para o autovalor da fronteira
65	nº máximo de pontos para cálculo da fronteira
70-71	fator de escala para plotagem dos pontos da fronteira

Segundo cartão - obrigatório se o campo 40 do 1º cartão for igual a 1

1-4	código VGCS
10-16	passo de variação para R_e (p.u.)
17-23	passo de variação para X_C (p.u.)
24-30	passo de variação angular do vetor de busca (graus)
31-37	valor limite de R_e (p.u.)
38-44	valor limite de X_C (p.u.)
45-51	módulo do vetor de busca (p.u.)
52-58	=1 a fronteira é calculada no plano $R_e \times X_C$ ≠1 a fronteira é calculada no plano $\alpha \times X_C^1$

1- Opção $\alpha \times X_C$ não validada. Não utilizar.

IV.2.2.10- Final da Execução (cartão 30)

Entre com o código 30 nas colunas 2 e 3 do cartão de controle para indicar fim do processamento.

DATA	12 / 07 / 1996
PROC.	
PED.	PPG
LIV.	
RS	Doação

V. O.	
B I B L I O T E C A	
D A T A	

EFEI - BIBLIOTECA MAUÁ 8200837  NÃO DANIFIQUE ESTA ETIQUETA
--