

LEMARX FARIAS CAVALCANTI

**TECNICAS DE ANALISE DE INTERAÇÕES MODAIS
EM SISTEMAS DE POTENCIA DE MULTIPLAS MAQUINAS.**

Dissertação apresentada à Coordenação de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal da Paraíba, em cumprimento às exigências para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

• **AREA DE CONCENTRAÇÃO:** Processamento de Energia

• **ORIENTADOR:** José Calazans de Castro

CAMPINA GRANDE

DEZEMBRO DE 1988

64
39 DIS
691.8
C 468



C376t Cavalcanti, Lemarx Farias
Técnicas de análise de interações modais em sistemas de
potência de múltiplas máquinas / Lemarx Farias Cavalcanti.
- Campina Grande, 1988.
65 f.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) -
Universidade Federal da Paraíba, Centro de Ciências e
Tecnologia.

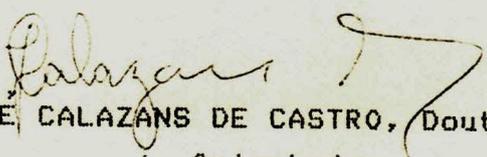
1. Engenharia Elétrica 2. Sistema de Potência 3.
Instabilidade Dinâmica 4. Estabilizador - 5. Dissertação I.
Castro, José Calazans de, Dr. II. Universidade Federal da
Paraíba - Campina Grande (PB) III. Título

CDU 621.3.06(043)

TÉCNICAS DE ANÁLISES DE INTERAÇÕES MODAIS EM
SISTEMAS DE POTÊNCIA DE MÚLTIPLAS MÁQUINAS

LEMARX FARIAS CAVALCANTI

DISSERTAÇÃO APROVADA EM 25/12/88


JOSE CALAZANS DE CASTRO, Doutor, UFPB
Orientador


WELLINGTON SANTOS MOTA, Ph.D., UFPB
Componente da Banca


CURSINO BRANDÃO JACOBINA, Dr. Ing., UFPB
Componente da Banca

CAMPINA GRANDE - PB
DEZEMBRO - 1988

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais Antonio Faustino Cavalcanti Neto e Zenir Farias Cavalcanti pelo apoio e incentivo à luta.

Ao Professor José Calazans de Castro (Dr.), pela valiosa orientação na realização deste trabalho.

Ao doutorando João Viana da Fonseca Neto pela colaboração na utilização dos terminais de computador do sistema VAX - 11/750.

A doutoranda Maria de Fátima Almeida Guerra pela ajuda na utilização do programa de linearização do sistema de potência.

Ao Professor Cursino Brandão Jacobina (Dr. Ing.) pela concessão do uso do microcomputador e impressora do Grupo de Conversão e Controle, para confecção desta dissertação.

A todos aqueles que contribuíram para a realização deste trabalho.

RESUMO

Este trabalho discute o problema de instabilidade dinâmica e fraco amortecimento de alguns modos de oscilação em sistemas de potência de múltiplas máquinas e, apresenta uma nova técnica de estudo das interações entre esses modos verificando a influência dessas interações na ajustagem de Estabilizadores de Sistemas de Potência. O sistema é representado por um modelo linearizado. As máquinas são representadas por um modelo que inclui o sistema de excitação.

O procedimento é baseado numa análise modal e uma técnica de otimização de ajuste dos parâmetros do estabilizador. Um vetor de sensibilidade modal para variações na ação estabilizante, considerando todos os efeitos de um grupo de modos críticos na resposta do sistema é usado para identificar o mais eficaz estabilizador para amortecer o modo mais crítico. Cada estabilizador é identificado e ajustado por vez.

A aplicação desse estudo é feita num sistema de quatro máquinas para mostrar a eficácia dessa abordagem no amortecimento de oscilações em sistemas de potência de múltiplas máquinas.

ABSTRACT

This work studies the problem of dynamic instability and poor damping of some oscillation modes in multimachine power systems and presents a new technique of studying the interactions among those modes by verifying the influence of those interactions on the tuning of Power System Stabilizers. The system is represented by a linearized model. The machines are represented by a model including the excitation system.

The procedure is based on a modal analysis and an optimization technique to adjust the parameters of the stabilizers. A modal sensitivity vector for changes in a stabilizing action, considering the effects of a group of critical modes on the system response, is used for identification of the most effective stabilizer to damp the most critical mode. Each stabilizer is identified and adjusted at a time.

The technique is applied on a power system composed of four machines to show the efficacy of the approach in damping oscillations in multimachine power systems.

I N D I C E

Capítulo	página
I - INTRODUÇÃO.	
1.1 - Considerações gerais sobre o assunto.	03
1.2 - Revisão de trabalhos anteriores	04
1.3 - Motivo e contribuição da pesquisa	06
II - MODELAGEM DO SISTEMA DE POTENCIA.	
2.1 - Introdução.	09
2.2 - Representação da máquina.	10
2.3 - Representação do sistema de excitação	13
2.4 - Representação da rede elétrica.	14
2.5 - Modelagem linear máquina/regulador de tensão. .	16
2.6 - Modelo do estabilizador de sistema de potência. .	27

III	-	ESTUDO DE INTERAÇÕES MODAIS PARA O PROBLEMA DE AMORTECIMENTO DE OSCILAÇÕES ELETROMECHANICAS EM SISTEMAS DE POTENCIA.	
3.1	-	Introdução.	30
3.2	-	Modos de oscilação eletromecânicos de sistemas de potência.	31
3.3	-	Representação da função de transferência como um somatório de termos modais.	37
3.4	-	Medida de contribuição modal.	40
3.5	-	Interação modal e amortecimento de oscilação eletromecânica num sistema de potência.	43
3.6	-	Procedimento geral para verificação das interações modais	45
IV	-	APLICAÇÃO A UM SISTEMA DE QUATRO MÁQUINAS.	
4.1	-	Introdução.	47
4.2	-	Sistema usado	48
4.3	-	Apresentação e análise dos resultados	51
V	-	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA ESTUDO FUTURO.	60
	-	REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS.	62
	-	SIMBOLOGIA USADA	01

SIMBOLOGIA USADA.

Todas as variáveis utilizadas no modelo de quarta ordem máquina/regulador de tensão são relacionadas a seguir:

δ	- ângulo de torque	(rad.)
ω_0	- velocidade angular	(rad./s.)
H	- constante de inércia	(MW*s./MVA)
T_m	- torque mecânico	(p.u.)
T_e	- torque elétrico	(p.u.)
K_A	- ganho do regulador de tensão	
D	- fator de amortecimento	(p.u.)
T_A	- constante de tempo do regulador de tensão	(s.)
T'_{d0}	- constante de tempo de circuito aberto transitório de eixo direto	(s.)
P_t	- potência ativa terminal	(p.u.)

V_{ref}	- tensão de referência	(p.u.)
v_t	- tensão terminal da máquina	(p.u.)
e_{fd}	- tensão de campo	(p.u.)
X_d	- reatância síncrona de eixo direto	(p.u.)
X'_d	- reatância transitória de eixo direto	(p.u.)
X_q	- reatância síncrona de eixo em quadratura	(p.u.)
X'_q	- reatância transitória de eixo em quadratura	(p.u.)
X_{ad}	- reatância mútua no eixo direto	(p.u.)
X_{fd}	- reatância de campo no eixo direto	(p.u.)
r	- resistência de armadura	(p.u.)
r_f	- resistência do enrolamento de campo no eixo direto	(p.u.)
i_{fd}	- corrente de campo no eixo direto	(p.u.)
i_d	- componente da corrente terminal do eixo direto	(p.u.)
i_q	- componente da corrente terminal do eixo em quadratura	(p.u.)
V_s	- sinal de entrada	(p.u.)
v_d	- componente da tensão terminal do eixo direto	(p.u.)
v_q	- componente da tensão terminal do eixo em quadratura	(p.u.)
Ψ_{fd}	- fluxo de campo do eixo direto	(p.u.)
Ψ_d	- fluxo do estator no eixo direto	(p.u.)
Ψ_q	- fluxo do estator no eixo em quadratura	(p.u.)

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE O ASSUNTO.

O problema de instabilidade dinâmica em sistemas de potência tem motivado grande interesse nos últimos anos, devido a ocorrência de oscilações dinâmicas prolongadas em vários sistemas de potência interligados. Tais oscilações se devem a ocorrência de diferentes tipos de perturbações. Oscilações de pequenas amplitudes e baixa frequência frequentemente persistem por longos períodos de tempo e, em alguns casos, apresentam limitações na capacidade de transferir potência entre a geração e a carga (MUGWANYA e VAN NESS, 1987).

Em geral, o fenômeno de instabilidade dinâmica de sistemas de potência está associado com os modos eletromecânicos de baixa frequência. Assume-se com bastante justificativa que as frequências de oscilação desses modos são principalmente dependentes das inércias dos geradores, das reatâncias da rede elétrica e das diferenças angulares entre geradores (BYERLY e outros, 1975).

O problema de instabilidade dinâmica é geralmente revelado pelo comportamento do sistema de potência durante pequenas perturbações onde o modelo linearizado se torna imprescindível para análise e para concluir sobre a eficiência de uma ação estabilizante aplicada numa determinada máquina.

O uso das técnicas de análise de interações modais tem uma firme base teórica e pode ser prosperamente aplicada na análise de problemas de instabilidade dinâmica em sistemas de potência onde, geralmente, apenas um pequeno número de modos é de interesse.

1.2 - REVISÃO DE TRABALHOS ANTERIORES.

O uso de autovalores de equações diferenciais descrevendo um sistema dinâmico para determinar a estabilidade do sistema de potência tem sido amplamente utilizado. Eles têm sido usados para estudar oscilações espontâneas em sistemas de potência em várias situações envolvendo problemas com reguladores de

velocidade, reguladores de tensão, estabilizadores de sistemas de potência e ressonância subsíncrona. Em todos esses estudos o sistema é representado por um conjunto de equações não-lineares os quais precisam ser linearizados em torno de um ponto de operação antes da técnica de autovalores poder ser aplicada.

Com os autovalores e autovetores podemos obter informação sobre a amplitude relativa da resposta de cada uma das variáveis de estado no modo representado pelo correspondente autovalor. Por observação deles, é frequentemente possível associar certos modos de resposta com geradores individuais ou grupo de geradores. Para qualquer sistema de potência é essencial se ter essa informação para interpretar os resultados de uma análise modal do sistema dinâmico (MUGWANYA e VAN NESS, 1987).

Uma técnica analítica usual é formar o lugar dos autovalores quando um parâmetro ou grupo de parâmetros do sistema são variados. Se algum autovalor se movimenta para a direita da metade do plano complexo, o sistema se torna instável. Mas desde que o sistema permaneça estável, a maneira de como são mudados os modos do sistema, quando ocorre uma variação de um parâmetro específico, é muito valioso.

Em pesquisa recente, (VAN NESS e MUGWANYA, 1987) apresentam um método de estudo do efeito da variação de parâmetros nos autovetores do sistema. A técnica por eles utilizada observa quanto os autovetores de um caso base contribuem individualmente para a formação de novos autovetores quando acontecem

mudanças de parâmetros no sistema e, então, pode-se relacionar isto com a maneira que os autovalores se movem no plano complexo. Isto mostrará a interação entre os vários modos de resposta de maneira a representar o fenômeno de acoplamento entre modos em diferentes partes do sistema.

Uma restrição à utilização da técnica de VAN NESS e MUGWANYA é o uso do autovetor q_1 (obtido de $Aq_1 = \lambda_1 q_1$, onde A é a matriz linearizada do sistema $\dot{X} = AX + Bu$ e λ_1 é um autovalor de A) como uma medida da associação entre as variáveis de estado e os modos do sistema. Dessa maneira, como o autovetor q_1 depende das unidades das variáveis de estado, fica difícil comparar a amplitude das componentes que correspondem aos estados que são fisicamente diferentes.

Outras pesquisas, envolvendo análise de autovalores e autovetores, têm sido realizadas (GOOI e outros, 1981; DOI e ABE, 1984; CATÃO, 1985; CHU LIU e outros, 1987), embora, em alguns casos, com técnicas completamente distintas.

1.3 - MOTIVO E CONTRIBUIÇÃO DA PESQUISA.

Os amortecimentos característicos de oscilações eletromecânicas de máquinas síncronas são uma função da estrutura do sistema, condições de operação e efeitos de controle. Amortecimento fraco ou mesmo negativo dos modos de oscilação da máquina podem facilmente ocorrer em sistemas interligados que

transferem significativa quantidade de potência através de longas distâncias. Em muitos sistemas de potência, essas oscilações (frequências naturais) são amortecidas positivamente e oscilações espontâneas nunca ocorrem. Em outros sistemas, entretanto, algumas oscilações podem ocorrer espontaneamente ou persistirem após um distúrbio. Oscilações fracamente amortecidas podem envolver significativas variações na velocidade de uma máquina que se move em relação ao resto do sistema. Tais frequências de oscilação se encontram tipicamente na faixa de 1 a 2 Hz. Frequentemente, entretanto, elas podem significar variações na velocidade de um grande número de máquinas. Essas oscilações tendem a ocorrer em frequências baixas, na faixa de 0.1 a 0.8 Hz (BYERLY e outros, 1975).

Sabe-se que um dos mais eficazes meios de amortecer satisfatoriamente essas oscilações é a aplicação de estabilizadores de sistemas de potência em máquinas selecionadas. Entretanto, para um uso eficaz de estabilizadores, suas estruturas devem ser cuidadosamente escolhidas e seus parâmetros otimamente ajustados.

A técnica de análise de interações modais representa a resposta do sistema como uma função de termos modais, especificando a contribuição de cada modo na resposta. Um vetor de sensibilidade modal é usado para verificar a influência de uma ação estabilizante numa determinada máquina no amortecimento de determinado modo e na consequente participação na resposta do sistema.

Portanto, o objetivo desse trabalho é apresentar um estudo de interações modais dos Modos de Oscilação Eletromecânicos (entre si e com outros modos) e a influência dessas interações na ajustagem de estabilizadores de sistemas de potência.

CAPITULO II

MODELAGEM DO SISTEMA DE POTENCIA

2.1 - INTRODUÇÃO.

Os sistemas dinâmicos utilizados na teoria de controle são descritos por um conjunto de equações diferenciais ordinárias.

Toda equação diferencial ordinária pode ser transformada num conjunto de equações diferenciais de primeira ordem. Um conjunto de "n" equações de primeira ordem está completamente descrito se os seus coeficientes e as "n" condições iniciais para as "n" equações diferenciais são conhecidas. Dessa maneira, é formado um vetor de dimensão "n" que especifica completamente o estado do sistema. Tal vetor é denominado "vetor de estado", cujos elementos são conhecidos por "variáveis de estado".

O comportamento dinâmico do sistema depende não apenas do gerador e da rede elétrica, mas também do sistema de excitação e reguladores. Esses equipamentos se caracterizam por um conjunto de equações diferenciais de estados. Esses estados variam com o tempo de acordo com as equações diferenciais e estabelecem a resposta do sistema. Naturalmente, em regime permanente, todas as derivadas são nulas e os estados permanecem constantes. Logo após a ocorrência de uma perturbação no sistema, estabelece-se um período transitório no qual as variáveis se movem do seu estado inicial para um regime permanente final, no caso do sistema ser estável.

2.2 - REPRESENTAÇÃO DA MÁQUINA.

Uma máquina síncrona é descrita matematicamente por um conjunto de equações na forma:

$$\dot{X} = f(X, V, T_m, t)$$

onde,

X é o vetor das variáveis de estado;

V é o vetor das tensões e,

T_m é o torque mecânico.

A dimensão do vetor "X" depende do modelo usado. A ordem de "X" varia de sétima ordem para o modelo completo (com

três circuitos no rotor) ao de segunda ordem para o modelo clássico, onde apenas ω e δ são consideradas como variáveis de estado.

Neste trabalho, as máquinas foram representadas pelo modelo de terceira ordem. Neste modelo, considera-se na armadura apenas as equações algébricas associadas aos enrolamentos de eixo direto e em quadratura; as equações diferenciais correspondentes às variações de fluxos são desprezadas. No rotor é considerado apenas um enrolamento: o enrolamento de campo no eixo direto. Os enrolamentos amortecedores no eixo direto e em quadratura são desprezados. Nesta modelagem, tenta-se compensar os efeitos desses amortecedores pela inclusão do fator de amortecimento "D" para cada máquina. As equações diferenciais correspondentes são as seguintes:

- Equação de oscilação.

$$\ddot{\delta} = \omega_0 / 2H (T_m - T_e - D \dot{\delta}) \quad (2.1)$$

- Fluxo concatenado no campo.

$$\dot{I}_{fd} = \omega_0 r_f (e_{fd} / X_{ad} - i_{fd}) \quad (2.2)$$

Adicionalmente, tem-se as seguintes equações algébricas:

- Tensão e fluxos no eixo direto.

$$v_d = -r i_d - \dot{\Psi}_q \quad (2.3)$$

$$\dot{\Psi}_{fd} = -X_{ad} i_d + X_{fd} i_{fd} \quad (2.4)$$

$$\dot{\Psi}_d = -X_d i_d + X_{ad} i_{fd} \quad (2.5)$$

- Tensão e fluxos no eixo em quadratura.

$$v_q = -r i_q + \dot{\Psi}_d \quad (2.6)$$

$$\dot{\Psi}_q = -X_q i_q \quad (2.7)$$

- Torque elétrico.

$$T_e = \dot{\Psi}_d i_q - \dot{\Psi}_q i_d \quad (2.8)$$

- Tensão terminal.

$$v_t^2 = v_d^2 + v_q^2 \quad (2.9)$$

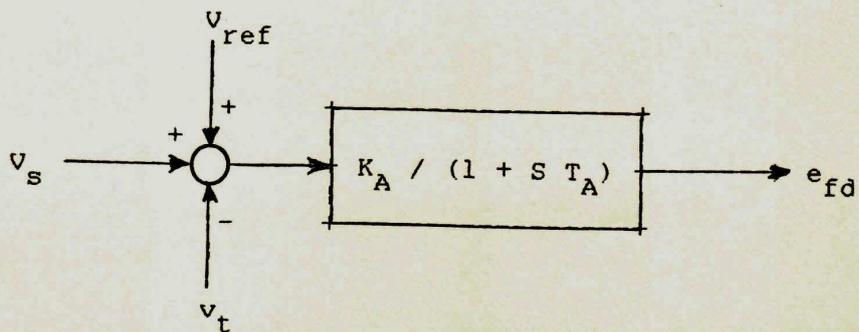
- Potência terminal.

$$P_t = v_d i_d + v_q i_q \quad (2.10)$$

2.3 - REPRESENTAÇÃO DO SISTEMA DE EXCITAÇÃO.

O sistema de excitação é representado por um regulador de tensão do tipo estático, cujo diagrama de blocos é mostrado na figura (2.1).

Figura 2.1 - Diagrama de blocos do regulador de tensão do tipo estático.



Para o regulador de tensão tem-se a seguinte equação diferencial:

$$\dot{e}_{fd} = 1 / T_A [K_A (v_s + v_{ref} - v_t) - e_{fd}] \quad (2.11)$$

Forma-se assim o modelo de quarta ordem máquina/regulador de tensão.

A variação do torque mecânico devido à ação do regulador de velocidade não será considerada. Logo, T_m será considerado constante.

2.4 - REPRESENTAÇÃO DA REDE ELETRICA.

Nas equações usadas para representação do sistema de múltiplas máquinas, as cargas são representadas por impedâncias contantes. É escolhida esta representação de carga, devido a sua relativa simplicidade e porque com esta escolha, todos os nós que não são de geração podem ser eliminados pela redução da rede como é mostrado a seguir.

Dada uma rede elétrica qualquer, $[Y]$ é a matriz de admitâncias que relaciona as correntes e tensões nas barras.

A equação que apresenta a performance da rede elétrica pode ser expressa por:

$$[I] = [Y] [V] \quad (2.12)$$

onde,

$[I]$ é o vetor das correntes injetadas;

$[V]$ é o vetor das tensões das barras e,

$[Y]$ é a matriz de admitâncias nodais.

Consideremos, então, que em determinada rede tenhamos:

N = conjunto de barras de geração.

E = conjunto das barras que deverão ser eliminadas, isto é. todas as barras que não possuam geração.

Seja a matriz $[Y]$ particionada de acordo com os conjuntos que acabamos de definir:

$$\begin{bmatrix} I_N \\ I_E \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{NN} & Y_{NE} \\ Y_{EN} & Y_{EE} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_N \\ V_E \end{bmatrix}$$

Expandindo resulta:

$$[I_N] = [Y_{NN}] [V_N] + [Y_{NE}] [V_E] \quad (2.13)$$

$$[I_E] = [Y_{EN}] [V_N] + [Y_{EE}] [V_E] = [0] \quad (2.14)$$

Da equação (2.14), temos:

$$[V_E] = - [Y_{EE}]^{-1} [Y_{EN}] [V_N]$$

Cuja substituição em (2.13) nos dá:

$$[I_N] = [Y_R] [V_N] \quad (2.15)$$

onde,

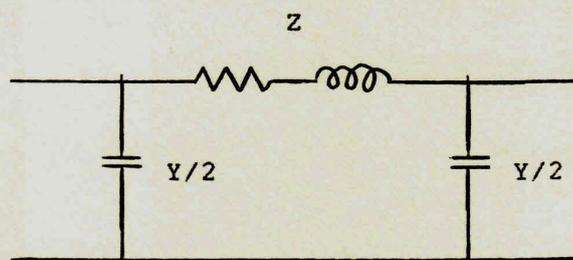
$[Y_R] = [Y_{NN}] - [Y_{NE}] [Y_{EE}]^{-1} [Y_{EN}]$ será chamada de matriz $[Y]_{\text{reduzida}}$ de dimensão $N \times N$.

A equação (2.15) constitui a equação matricial de redução de redes - também conhecida como redução de KRON (RAMOS e DIAS, 1982).

As linhas de transmissão são representadas através de parâmetros concentrados em π (figura 2.2), onde "Z" é a impe-

dância total em série e "Y/2" é a admitância total em paralelo dividida em duas partes iguais, colocadas nos terminais do gerador e da carga (STEVENSON,1974).

Figura 2.2 - Circuito nominal π para uma linha de transmissão.



2.5 - MODELAGEM LINEAR MÁQUINA/REGULADOR DE TENSÃO.

Para cada modelo de máquina síncrona foi efetuada uma linearização baseada no modelo linearizado para máquina síncrona desenvolvido por (MOTA,1981). As equações foram linearizadas no ponto de operação inicial do sistema. Todas as equações linearizadas são variações em torno do ponto de operação do sistema. Assim, tem-se o seguinte conjunto de equações:

$$\dot{X} = A X + B u + C I \quad (2.16)$$

$$Y = D X + E u + F I \quad (2.17)$$

$$V = G X + H I \quad (2.18)$$

onde, \dot{X} é a derivada de X em função do tempo;

$X = (\delta, \omega, i_{fd}, e_{fd})^t$, é o vetor das variáveis de estado para o modelo de quarta ordem máquina/regulador de tensão;

$Y = (v_t, \omega, P_t)^t$, é o vetor de saída;

$u = v_s$, é o vetor do sinal de entrada;

$V = (v_d, v_q)^t$, é o vetor das tensões e,

$I = (i_d, i_q)^t$, é o vetor das correntes.

Para obter-se as matrizes A,B,C,D,E,F,G e H, as equações (2.1) à (2.11) são linearizadas e escritas em forma matricial baseado no programa computacional desenvolvido por (GUERRA,1987), o qual é descrito a seguir:

Um método extremamente simples mas poderoso para manipulação sistemática em computador digital de um grande conjunto de equações diferenciais e algébricas em forma de espaço de estado foi introduzido no campo de sistemas elétricos de potência. Este método, chamado aqui de método PQR (ANDERSON,1969), não envolve a princípio manipulações manuais de sistemas de equações básicas e desse modo minimiza a possibilidade de erro. Mostrou-se também que as equações não-lineares do modelo máquina/regulador de tensão podem ser resolvidas diretamente em computador digital usando apenas rotinas de operações elementares de matriz. Afim de manipular essas equações não-lineares num conjunto de equações diferenciais de primeira ordem e equações algébricas relacionadas adequadamente para solução direta em computador digital, elas são primeiramente reescritas na seguinte forma matricial:

A equação (2.19) é multiplicada pela inversa da matriz P e escrita como:

$$\begin{bmatrix} \dot{X} \\ \text{---} \\ Z \end{bmatrix} = P^{-1} Q X + P^{-1} R u + P^{-1} S I$$

As matrizes $P^{-1} Q$, $P^{-1} R$ e $P^{-1} S$ são então particionadas de forma a se obter um sistema de equações na forma de espaço de estados como descrito a seguir:

$$\dot{X} = A X + B u + C I \quad (2.21)$$

$$Z = M_1 X + M_2 u + M_3 I \quad (2.22)$$

onde,

$$\begin{bmatrix} A \\ \text{---} \\ M_1 \end{bmatrix} = P^{-1} Q \quad ; \quad \begin{bmatrix} B \\ \text{---} \\ M_2 \end{bmatrix} = P^{-1} R \quad \text{e} \quad \begin{bmatrix} C \\ \text{---} \\ M_3 \end{bmatrix} = P^{-1} S$$

Substituindo o valor de Z da equação(2.22) em Y na equação(2.20), obtém-se o vetor de saída na seguinte forma:

$$Y = (W_1 + W_2 M_1) X + (W_2 M_2) u + (W_2 M_3 + W_3) I$$

e "Q" é obtido por particionamento da equação (2.22), ou melhor, G e H são obtidos através do particionamento de M_1 e M_3 respectivamente.

Para um sistema multi-máquinas, tem-se as seguintes equações para "n" geradores:

$$\begin{bmatrix} X_1 \\ \vdots \\ X_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_1 & & \\ & \ddots & \\ & & A_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_1 \\ \vdots \\ X_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_1 & & \\ & \ddots & \\ & & B_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ \vdots \\ u_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_1 & & \\ & \ddots & \\ & & C_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_1 \\ \vdots \\ I_n \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

$$\begin{bmatrix} Y_1 \\ \vdots \\ Y_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_1 & & \\ & \ddots & \\ & & D_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_1 \\ \vdots \\ X_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E_1 & & \\ & \ddots & \\ & & E_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ \vdots \\ u_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} F_1 & & \\ & \ddots & \\ & & F_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_1 \\ \vdots \\ I_n \end{bmatrix} \quad (2.24)$$

$$\begin{bmatrix} V_1 \\ \vdots \\ V_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_1 & & \\ & \ddots & \\ & & G_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_1 \\ \vdots \\ X_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} H_1 & & \\ & \ddots & \\ & & H_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_1 \\ \vdots \\ I_n \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

Seja a equação (2.12)

$$[I] = [Y] [V]$$

com,

$$I = (i_{D1}, i_{Q1}, \dots, i_{DP}, i_{QP})^T$$

$$V = (v_{D1}, v_{Q1}, \dots, v_{DP}, v_{QP})^T$$

A referência é o eixo do sistema e "p" é o número de barras da rede.

A matriz $Y(p \times p)$ é reduzida a uma matriz $Y_R(N \times N)$ como demonstra o item 2.4 deste capítulo.

Uma nova matriz Y' de dimensão $(2N \times 2N)$ é dada por:

$$Y' = \begin{bmatrix} g_{11} & -b_{11} & \dots & g_{1n} & -b_{1n} \\ b_{11} & g_{11} & \dots & b_{1n} & g_{1n} \\ \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots \\ g_{n1} & -b_{n1} & \dots & g_{nn} & -b_{nn} \\ b_{n1} & g_{n1} & \dots & b_{nn} & g_{nn} \end{bmatrix} \quad (2.26)$$

onde os elementos de Y' são obtidos a partir dos elementos da matriz Y_R definidos da seguinte maneira:

$$Y_R(r,s) = g_{rs} + j b_{rs}$$

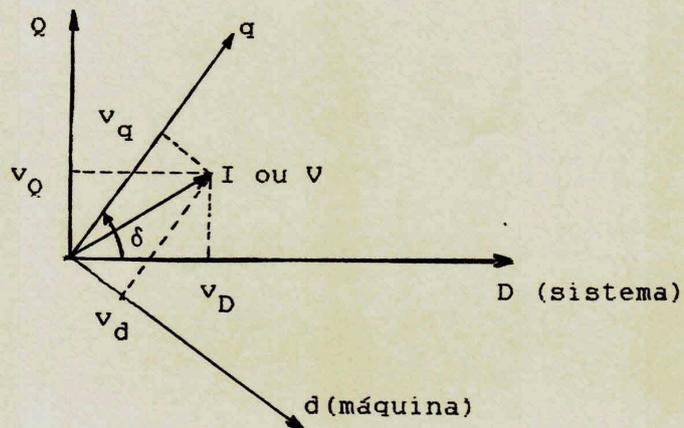
Nos modelos de máquinas síncronas, as equações referem-se às coordenadas nos eixos de cada máquina em estudo, enquanto os valores de tensão e correntes do sistema de transmissão referem-se a um eixo comum do sistema, originado da barra de balanço. Logo, efetuam-se as transformações de valores da referência do sistema (D,Q) para a referência da máquina (d,q) do seguinte modo:

$$\begin{pmatrix} |V_D| \\ |V_Q| \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sin \delta_0 & \cos \delta_0 \\ -\cos \delta_0 & \sin \delta_0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} |V_d| \\ |V_q| \end{pmatrix} \quad (2.27)$$

onde,

δ_0 = ângulo inicial entre D e q, como mostra a fig. (2.3).

Figura 2.3 - Diagrama fasorial que ilustra a transformação de eixos, referência do sistema/máquina.



A linearização desta transformação em torno de um ponto de operação fornece:

$$\begin{pmatrix} |V_D| \\ |V_Q| \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sin \delta_0 & \cos \delta_0 \\ -\cos \delta_0 & \sin \delta_0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} |V_d| \\ |V_q| \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} |V_{d0}| \cos \delta_0 - |V_{q0}| \sin \delta_0 \\ |V_{d0}| \sin \delta_0 + |V_{q0}| \cos \delta_0 \end{pmatrix} \delta$$

(2.28)

A mesma transformação pode ser feita para as correntes terminais.

Escrevendo δ como função de X, para quatro estados:

$$\delta = [L] [X] \quad (2.29)$$

onde,

$$[L] = [1 \ 0 \ 0 \ 0]$$

De (2.28) e (2.29), tem-se:

$$\begin{bmatrix} v_D \\ v_Q \end{bmatrix} = [T_o] \begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} + [T_{vo}] [L] [X] \quad (2.30)$$

$$\begin{bmatrix} i_D \\ i_Q \end{bmatrix} = [T_o] \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + [T_{io}] [L] [X] \quad (2.31)$$

onde,

$$[T_o] = \begin{bmatrix} \text{sen } \delta_o & \text{cos } \delta_o \\ -\text{cos } \delta_o & \text{sen } \delta_o \end{bmatrix}$$

$$[T_{vo}] = \begin{bmatrix} v_{do} \text{ cos } \delta_o - v_{qo} \text{ sen } \delta_o \\ v_{do} \text{ sen } \delta_o + v_{qo} \text{ cos } \delta_o \end{bmatrix}$$

$$[T_{io}] = \begin{bmatrix} i_{do} \text{ cos } \delta_o - i_{qo} \text{ sen } \delta_o \\ i_{do} \text{ sen } \delta_o + i_{qo} \text{ cos } \delta_o \end{bmatrix}$$

Assim, a linearização da transferência de eixos para um sistema multimáquinas pode ser dada por:

$$[V_N] = [\bar{T}_O] [V_n] + [\bar{T}_{VO}] [\bar{L}] [X] \quad (2.32)$$

$$[I_N] = [\bar{T}_O] [I_n] + [\bar{T}_{iO}] [\bar{L}] [X] \quad (2.33)$$

onde, para "n" máquinas, fica:

$$[V_N] = (v_{D1}, v_{Q1}, \dots, v_{Dn}, v_{Qn})^t$$

$$[I_M] = (i_{D1}, i_{Q1}, \dots, i_{Dn}, i_{Qn})^t$$

$$[V_n] = (v_{d1}, v_{q1}, \dots, v_{dn}, v_{qn})^t$$

$$[I_n] = (i_{d1}, i_{q1}, \dots, i_{dn}, i_{qn})^t$$

$$[X] = (x_1, \dots, x_n)^t$$

$$[\bar{T}_O] = \begin{bmatrix} T_O(1) & & \\ & \ddots & \\ & & T_O(n) \end{bmatrix} ; \quad [\bar{T}_{VO}] = \begin{bmatrix} T_{VO}(1) & & \\ & \ddots & \\ & & T_{VO}(n) \end{bmatrix}$$

$$[\bar{T}_{iO}] = \begin{bmatrix} T_{iO}(1) & & \\ & \ddots & \\ & & T_{iO}(n) \end{bmatrix} ; \quad [\bar{L}] = \begin{bmatrix} L(1) & & \\ & \ddots & \\ & & L(n) \end{bmatrix}$$

Para ter-se o modelo geral interligado com a rede, escreve-se I_N da equação (2.33) na forma da equação (2.13) como:

$$[I_N] = [Y_{NN}] [V_N] + [Y_{NE}] [V_E] \quad (2.34)$$

No sistema estudado, composto por geradores e barras de carga, sem barra infinita, as cargas são representadas por admitância constante incluídas na matriz Y. Assim, $I_E = 0$ e a equação (2.13), como já foi demonstrada no item 2.4 deste capítulo, passa a ser:

$$[I_N] = \{ [Y_{NN}] - [Y_{NE}] [Y_{EE}]^{-1} [Y_{EN}] \} [V_N] = [Y_R] [V_N] \quad (2.35)$$

O sistema linear geral é obtido quando as máquinas são interligadas com a rede. Para a equação (2.25)

$$[V_n] = [G] [X] + [H] [I_n] \quad (2.36)$$

Agora, para obter I_n em função dos estados do sistema, tomam-se as equações (2.33) e (2.35) resultando:

$$[Y_R] [V_N] = [\bar{T}_0] [I_n] + [\bar{T}_{10}] [\bar{L}] [X] \quad (2.37)$$

Substituindo (2.32) em (2.37) tem-se:

$$[Y_R] \{ [\bar{T}_0] [V_n] + [\bar{T}_{v0}] [\bar{L}] [X] \} = [\bar{T}_0] [I_n] + [\bar{T}_{10}] [\bar{L}] [X] \quad (2.38)$$

Finalmente, substituindo (2.36) em (2.38) resulta:

$$[I_n] = \{[\bar{T}_o] - [Y_R][\bar{T}_o][H]\}^{-1} \{[Y_R][\bar{T}_o][G] + ([Y_R][\bar{T}_{vo}] - [\bar{T}_{io}])[\bar{L}]\} [X] \quad (2.39)$$

Substituindo a equação (2.39) nas equações (2.23) e (2.24), a representação linear terá a forma de:

$$\dot{X} = A X + B u \quad (2.40)$$

$$Y = D X + E u \quad (2.41)$$

onde,

$$X = (x_1, \dots, x_n)^t$$

$$Y = (y_1, \dots, y_n)^t$$

$$u = (u_1, \dots, u_n)^t$$

O sistema linear aqui apresentado é de fácil implementação computacional, exigindo apenas multiplicações e inversões de matrizes.

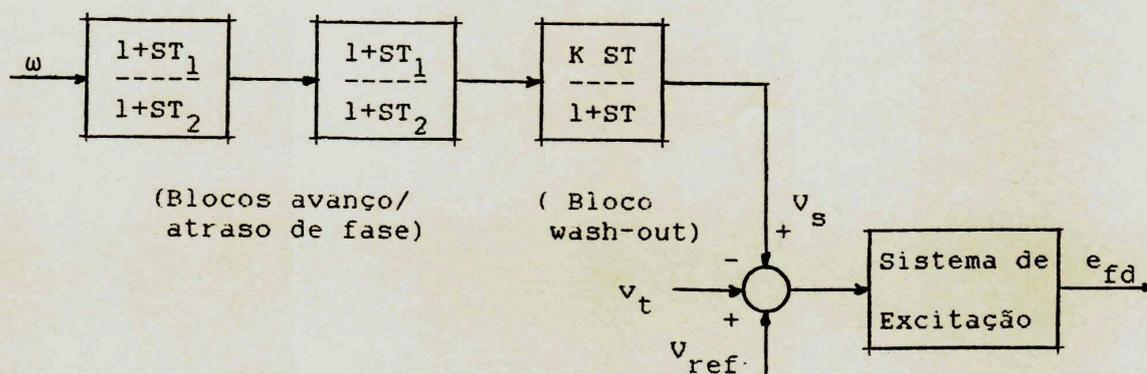
2.6 - MODELO DO ESTABILIZADOR DE SISTEMAS DE POTÊNCIA.

A figura (2.4) mostra o diagrama de blocos correspondente à implementação do sinal estabilizador na simulação do

modelo linear, onde um sinal de velocidade é realimentado através de um compensador avanço-atraso de fase e de um bloco wash-out na entrada de controle da excitação.

Outros sinais como a frequência, potência elétrica e potência de aceleração podem ser realimentados em lugar da velocidade, se for desejado.

Figura 2.4 - Diagrama de blocos do sinal estabilizador



onde,

T_1 e T_2 são constantes de tempo dos blocos avanço/atraso de fase;

T é a constante de tempo do bloco wash-out e

K é o ganho do bloco wash-out.

Neste trabalho os parâmetros K e T são mantidos constantes e T_1 e T_2 são ajustados adequadamente.

O ajustamento dos parâmetros é um compromisso entre a redução no efeito do modo crítico e a deterioração no amortecimento de outros autovalores.

CAPITULO III

ESTUDO DE INTERAÇÕES MODAIS PARA O PROBLEMA DE AMORTECIMENTO DE OSCILAÇÕES ELETROMECANICAS EM SISTEMAS DE POTENCIA.

3.1 - INTRODUÇÃO.

Neste capítulo o problema de análise dinâmica de sistemas de potência é estudado com a utilização da teoria de análise modal. O conhecimento dos modos eletromecânicos do sistema de potência através dos autovalores e autovetores de um sistema linearizado proporciona meios para se verificar o comportamento dinâmico do sistema. É desenvolvido um procedimento sistemático para identificar as máquinas mais relacionadas com os modos críticos.

Usando a teoria de análise modal a resposta de um sistema é representada como uma soma de termos modais, especificando a contribuição de cada modo na resposta. Um vetor de sensibilidade modal para variações na ação estabilizante, considerando todos os efeitos de um grupo de modos críticos na resposta do sistema de malha fechada, é usado para identificar o mais eficaz estabilizador para amortecer o modo mais crítico.

Sabe-se que cada máquina tem um efeito predominante em um ou mais modos de oscilação eletromecânicos (M.O.E.) e que a ajustagem de um estabilizador para melhorar o amortecimento de um determinado modo pode resultar num decréscimo do amortecimento de outros modos. Entretanto, na ajustagem de um estabilizador todos os modos devem ser considerados. É dada ênfase para o estabilizador de sistema de potência (E.S.P) que pode induzir torques de amortecimento em máquinas vizinhas, isto é, o E.S.P. que pode diminuir os efeitos de mais que um M.O.E. de interesse na resposta do sistema sem piorar o amortecimento de outros modos críticos.

3.2 - MODOS DE OSCILAÇÃO ELETROMECÂNICOS DE SISTEMAS DE POTENCIA.

São chamados modos de oscilação eletromecânicos (M.O.E.) os modos naturais do sistema que são fortemente associados com as oscilações do rotor entre máquinas. Esses modos são de

grande importância em estudos de estabilidade em sistemas de potência e geralmente se encontram numa faixa de frequência que varia de 0.2 a 2.5 Hz.

Existem três tipos de M.O.E. a serem considerados. O primeiro deles é devido à resposta da unidade geradora contra o sistema de potência. Esse modo é conhecido como "Modo Local" de oscilação e sua frequência natural se encontra tipicamente na faixa de 0.8 a 1.8 Hz (LARSEN e SWANN, 1981). O segundo modo é devido às respostas de grupos de unidades geradoras interligadas oscilando um contra o outro. Esses modos são conhecidos como "Modos de Interligação" de oscilação e a frequência natural deles é tipicamente na faixa de 0.2 a 0.8 Hz. Entre as frequências extremas dos modos locais e de interligação existem os "Modos Intrasistemas" que resultam de oscilações entre unidades individuais dentro de um sistema e podem ser tratados como modos locais (LARSEN e SWANN, 1981).

Uma única unidade geradora tem um efeito predominante em um ou mais modos locais e pode experimentar apenas uma parte da amplitude total da oscilação de potência no modo de interligação.

Então, um particular E.S.P. pode aumentar o amortecimento do modo local e pode apenas contribuir para o amortecimento de um modo de interligação em proporção à capacidade de geração de potência da unidade relativa para a capacidade total da área da qual ele é uma parte (LARSEN e SWANN, 1981). O benefício

máximo em amortecer os modos de interligação virá da aplicação de E.S.P. em todas as unidades geradoras que tomam parte desse modo.

Outros modos de interesse são os modos torsionais de oscilação. É bem sabido que o controle do E.S.P. pode produzir oscilações torsionais instáveis no rotor de uma turbina-gerador. Para garantir que um E.S.P. não induzirá estas oscilações, projetos de filtração torsional devem ser desenvolvidos (SWANN e outros, 1978).

Já é conhecido que os modos de interesse para o problema de estabilização de máquinas síncronas são aqueles relacionados com a equação de oscilação da máquina, chamados de M.O.E.. Como os enrolamentos amortecedores das máquinas proporcionam amortecimento das oscilações de maiores frequências e porque as instabilidades dinâmicas são geralmente associadas com os modos de oscilação de menor frequência, pode-se concluir que os modos mais críticos são os M.O.E. de menor frequência. Por isto, estabilizadores são essencialmente necessários nas máquinas que tem os maiores efeitos no amortecimento desses modos (DE MELLO e outros, 1980).

A identificação dos M.O.E. e desses selecionar os de baixa frequência é feita com a utilização de autovetores à direita e à esquerda (PEREZ-ARRIAGA e outros, 1982), conforme será visto a seguir.

Considere o sistema de potência de múltiplas máquinas linearizado e representado na seguinte forma matricial:

$$\dot{X} = A X + B_k u_k \quad (3.1)$$

$$\delta_k = C_k X \quad (3.2)$$

onde,

X é o vetor de estado de ordem "n";

u_k é o sinal de entrada, representado pela tensão de referência V_s da entrada de controle da excitação da k-ésima unidade de geração;

δ_k é o sinal de saída, representado pelo ângulo de torque da k-ésima unidade de geração e,

A , B_k e C_k são matrizes constantes de dimensões apropriadas.

Os autovalores reais são relacionados com as componentes exponenciais nas respostas no tempo. Os pares de autovalores complexos são associados com os modos de oscilação em função do tempo.

Seja $\lambda_i = \alpha_i + j \beta_i$ um autovalor da matriz A , onde β fornece a frequência de oscilação em rad./s. e, $1/\alpha$ define a constante de tempo de decaimento da amplitude da oscilação (ABDALLA e outros, 1984). Os mais importantes autovalores são aqueles relacionados com as oscilações rotóricas.

Associados a cada autovalor λ_i existem dois autovetores q_i e v_i correspondentes à matriz A e sua transposta definidos respectivamente por:

$$A q_i = \lambda_i q_i \quad (3.3)$$

$$A^t v_i^t = \lambda_i v_i^t \quad (3.4)$$

onde,

q_i é o autovetor à direita e
 v_i o autovetor à esquerda.

Assumindo que os autovalores da matriz A são distintos ocorre,

$$v_i q_j \neq 0 \text{ se } i=j \text{ e}$$

$$v_i q_j = 0 \text{ se } i \neq j.$$

Sejam construídas duas matrizes modais. A primeira é formada usando os autovetores q_i em colunas na forma:

$$G = \begin{pmatrix} | & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & | \\ | & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & | \\ | & q_1 & q_2 & \dots & q_n & | \\ | & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & | \end{pmatrix}$$

A segunda usa os autovetores v_i obtidos da transposta de A e tomam a seguinte forma:

$$V = \begin{bmatrix} | & \text{---} & v_1 & \text{---} & | \\ | & \text{---} & v_2 & \text{---} & | \\ | & & \cdot & & | \\ | & & \cdot & & | \\ | & & \cdot & & | \\ | & \text{---} & v_n & \text{---} & | \end{bmatrix}$$

Assumindo que todos os autovalores são normalizados de forma que $v_i g_i = 1$, ocorre

$$V = G^{-1} \quad (3.5)$$

Considere um vetor que faz a associação entre grupos de variáveis de estado e grupos de modos naturais da matriz A, chamado de "vetor de participação" L_i definido por:

$$L_i = [l_i^1 \ l_i^2 \ \dots \ l_i^n]$$

onde,

$l_i^j = |g_i^j v_i^j|$ é o valor absoluto da componente "j" de L_i e $g_i^j v_i^j$ é o produto dos j-ésimos elementos dos autovetores à direita e à esquerda associados ao autovalor λ_i após a normalização de maneira que $v_i g_i = 1$. O valor de l_i^j é tomado como uma medida de participação relativa da j-ésima variável de estado no i-ésimo modo e vice-versa (PÉREZ-ARRIAGA e outros, 1982).

As componentes l_i^j são adimensionais, isto é, independem da escolha das unidades, enquanto que as componentes dos autovetores g_i e v_i , quando tomados separadamente, são dependentes das unidades usadas. O autovetor direito tem sido usado como uma medida de associação entre variáveis de estado e modos. Entretanto, como o autovetor g_i é dependente das unidades das variáveis de estado, é difícil comparar a amplitude das componentes que correspondem aos estados que são fisicamente diferentes. Então, torna-se mais confiável usar as componentes l_i^j como medidas dessa associação.

Então, para os M.O.E., quanto maior o valor de l_i^j , maior é a associação com a j -ésima variável de estado.

Com os elementos dos vetores " L_i " associados com os M.O.E. de menor frequência é possível identificar um grupo de máquinas síncronas fortemente associadas a esses modos. Essa identificação é feita pela associação das variáveis de estado δ_j e ω_j , onde os valores de l_i^j são maiores, com as unidades geradoras correspondentes. Essas unidades são selecionadas para aplicação do fator de amortecimento como será visto mais adiante.

3.3 - REPRESENTAÇÃO DA FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA COMO UM SOMATÓRIO DE TERMOS MODAIS.

Calculando a função de transferência do sistema representado pelas equações (3.1) e (3.2), tem-se

$$T(s) = \frac{\delta_k}{u_k}$$

Da equação (3.1), obtém-se

$$X(s) = (S I - A)^{-1} B_k u_k$$

Substituindo o valor de $X(s)$ na equação (3.2),
ocorre,

$$\delta_k = C_k (S I - A)^{-1} B_k u_k$$

Finalmente, chega-se à função de transferência

$$T(s) = C_k (S I - A)^{-1} B_k \quad (3.6)$$

Por uma transformação de similaridade obtém-se,

$$\Lambda = G^{-1} A G$$

onde,

$$\Lambda = \text{diagonal}(\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n)$$

Pode-se definir qualquer função "f" no espectro de
A (CHEN, 1984) na forma:

$$f(\Lambda) = G^{-1} f(A) G$$

Então, para $f(A) = (S I - A)^{-1}$, tem-se

$$(S I - \Lambda)^{-1} = G^{-1} (S I - A)^{-1} G \quad (3.7)$$

Utilizando a equação (3.5) em (3.7), obtém-se:

$$(S I - A)^{-1} = G (S I - \Lambda)^{-1} V \quad (3.8)$$

Substituindo a equação (3.8) em (3.6) resulta

$$T(s) = C_k G (S I - \Lambda)^{-1} V B_k \quad (3.9)$$

Considere os produtos $C_k G$ e $V B_k$ expressos nas seguintes formas:

$$C_k G = [h_1 \ h_2 \ \dots \ h_n] \text{ e}$$

$$V B_k = \begin{bmatrix} |q_1| \\ |q_2| \\ \vdots \\ \vdots \\ |q_n| \end{bmatrix}$$

onde,

$$h_i = C_k q_i \text{ e } q_i = v_i B_k \text{ são parâmetros.}$$

Substituindo esses produtos $C_k G$ e $V B_k$ em (3.9) e sabendo que $(S I - \Lambda)^{-1} = \text{diag.} \{1/(S - \lambda_1), \dots, 1/(S - \lambda_n)\}$.

pode-se verificar facilmente que

$$T(s) = \sum_{i=1}^n \frac{h_i q_i}{s - \lambda_i} \quad (3.10)$$

3.4 - MEDIDA DE CONTRIBUIÇÃO MODAL

Considere o sinal de entrada da unidade K como um impulso unitário, então $u_k(s) = 1$.

Usando este resultado em (3.10) e lembrando que

$$T(s) = \frac{\delta_k(s)}{u_k(s)}, \text{ obtém-se:}$$

$$k(s) = \sum_{i=1}^n \frac{h_i q_i}{s - \lambda_i}$$

que no domínio do tempo resulta

$$\delta_k(t) = \sum_{i=1}^n h_i q_i e^{\lambda_i t} \quad (3.11)$$

que é a resposta transitória do sistema a uma entrada do tipo impulso.

A contribuição do i-ésimo modo na resposta (3.11) é

$$\delta_k^i(t) = h_i q_i e^{\alpha_i t} e^{j \beta_i t}$$

onde,

$\lambda_i = \alpha_i + j \beta_i$ é o autovalor associado ao modo "i".

A envoltória de decaimento de $\delta_k^i(t)$ é definida por $f_i^k = |h_i q_i| e^{\alpha_i t}$ que representa o fator de contribuição do modo "i" no amortecimento e na amplitude da resposta ao impulso na unidade K.

Esta envoltória mostra como a contribuição do modo "i" na resposta ao impulso na unidade K decresce com o tempo, assumindo que $\alpha < 0$. O decaimento dessa envoltória indica como a contribuição do modo na resposta é amortecida e $|h_i q_i|$ é a amplitude inicial de f_i^k .

Seja definido a contribuição do modo "i" no amortecimento e amplitude da resposta ao impulso na unidade K por:

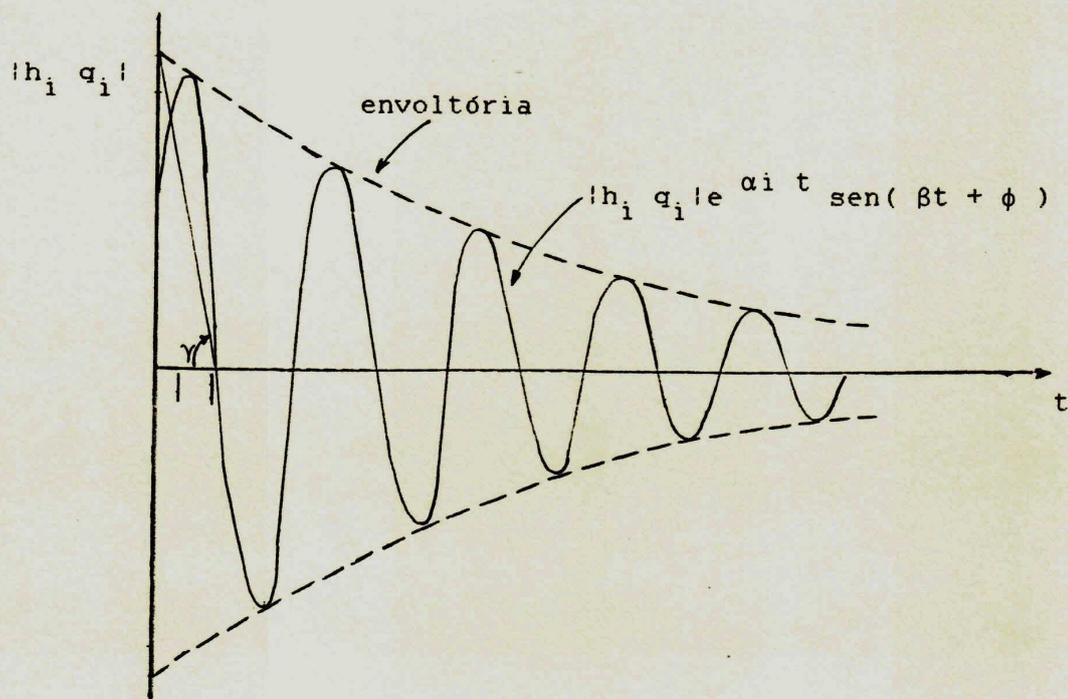
$$P_i^k = \int_0^{\infty} f_i^k dt$$

Considerando α_i sempre negativo obtém-se

$$P_i^k = - \frac{|h_i q_i|}{\alpha_i}$$

A fig.(3.1) apresenta a envoltória da senóide resultante de $e^{(\alpha_i \pm j \beta_i)t}$ mostrando a taxa de decaimento inicial, definida por $T_i^k = \text{tg } \gamma = | \alpha_i / h_i q_i |$.

Figura (3.1) - Decaimento exponencial da contribuição do modo $e^{\lambda_i t}$ na resposta.



Da figura (3.1) pode-se tirar conclusões sobre a influência de P_i^k na contribuição do modo "i" na resposta.

3.5 - INTERAÇÃO MODAL E AMORTECIMENTO DE OSCILAÇÕES ELETROMECHANICAS NUM SISTEMA DE POTENCIA.

Considere que se deseja amortecer as oscilações devidas a um (M.O.E.)_i com uma ação estabilizante na máquina K. Essa ação estabilizante pode ser a ajustagem dos parâmetros dos reguladores de tensão e de velocidade, a introdução de um sinal estabilizador através de um E.S.P., etc.

Para efeito de verificação de interações modais será considerado que a ação estabilizante é uma variação no fator de amortecimento ΔD_k da equação de oscilação da unidade K, que é equivalente ao torque de amortecimento provocado por um E.S.P., adequadamente ajustado para introduzir um torque de amortecimento no rotor, o qual é em fase com variações na velocidade ω_k (LARSEN e SWANN, 1981).

Considere os modos de oscilação, inclusive os não M.O.E., e seja construído o vetor

$$P_0 = [P_1^k \ P_2^k \ \dots \ P_i^k \ \dots \ P_p^k] \quad \text{com } D = D_0$$

onde,

"p" é o número de pares de autovalores complexos.

Considere uma variação ΔD_k (apenas na máquina K). Para essa nova situação obtém-se um novo vetor P'_0 e um vetor de variações das contribuições, ou seja,

$$\Delta P = [\Delta P_1^k \quad \Delta P_2^k \quad \dots \quad \Delta P_i^k \quad \dots \quad \Delta P_p^k]$$

onde ΔP_j^k representa a variação $P_j^k - (P_j^k)^0$, devido à ação estabilizante na máquina K. Assume-se que essa ação deve ser para amortecer o (M.O.E.)_i.

Sejam definidos os vetores

$$S_k = [s_1^k \quad s_2^k \quad \dots \quad s_i^k \quad \dots \quad s_p^k]$$

onde,

$$s_j^k = \frac{\Delta P_j^k / (P_j^k)^0}{\Delta D_k / D_0}, \text{ com } (P_j^k)^0 \text{ para } D=D_0 \text{ e}$$

$$R_k = [r_1^k \quad r_2^k \quad \dots \quad 1 \quad \dots \quad r_p^k]$$

$$\text{com } r_j^k = \frac{s_j^k}{s_i^k}$$

S_k é o vetor de sensibilidade das contribuições dos modos de oscilação para uma variação do fator de amortecimento na unidade K.

Cada elemento r_j^k é uma medida de interação entre o modo "i" e o modo "j", indicando como a ação estabilizante na máquina K irá influir no amortecimento do modo "j" e conseqüentemente na sua participação na resposta δ_k . Se $|r_j^k| \approx 0$, conclui-se que o modo "j" é quase fixo sob a ação estabilizante na máqui-

na K. Além disso, se r_j^k for negativo haverá deterioração do modo "j" com o amortecimento das oscilações do modo "i" com a ação estabilizante na máquina K, ou seja, o E.S.P. da máquina K irá amortecer o modo "i", mas piorará o modo "j". Essa verificação é de grande importância na ajustagem de E.S.P., pois é sabido que um E.S.P. utilizado para amortecer um certo M.O.E. pode piorar o amortecimento de outros modos (M.O.E. ou modo de excitação)

3.6 - PROCEDIMENTO GERAL PARA VERIFICAÇÃO DAS INTERAÇÕES MODAIS

A seguir descreve-se todos os passos utilizados para verificação das interações modais.

P1) Assumindo que os D_i são constantes para todas as unidades, determinam-se os autovalores e autovetores de A;

P2) Identifique os M.O.E. e entre esses selecione os modos com menores frequências de oscilação. Esses são os modos críticos;

P3) Identifique as máquinas mais relacionadas com os modos críticos. Essas máquinas são as correspondentes aos maiores valores de l_j^k associados às variáveis de estado δ_j e ω_j ;

P4) Selecione o M.O.E. mais crítico e a máquina (ou grupo de máquinas no caso do modo de interligação) mais relacionada com esse modo. Sejam o $(M.O.E.)_i$ e a máquina K;

P5) Verifique as interações r_j^k entre o $(M.O.E.)_i$ e os outros M.O.E. críticos e os modos de excitação para uma ação estabilizante na máquina K.

Faz-se essa verificação para $D_k^0 = 1, 3$ e 6 p.u., por exemplo, com pequenas variações de ΔD_k . Com isso verifica-se se as interações mudam com a introdução do E.S.P..

No caso de M.O.E. de interligação verifique as interações r_j^k para todas as máquinas fortemente relacionadas com o $(M.O.E.)_i$.

O procedimento é feito novamente, para o próximo M.O.E. de menor frequência, até que todas as máquinas relacionadas com os M.O.E. críticos tenham sido testadas.

CAPITULO IV

APLICAÇÃO A UM SISTEMA DE QUATRO MÁQUINAS

4.1 - INTRODUÇÃO.

Para mostrar a eficácia do uso das técnicas de análise das interações modais é usado como exemplo, um sistema de pequeno porte com quatro máquinas e nove barras. O uso de tal sistema permite que se possa fazer uma análise correta dos resultados e, abre a possibilidade de aplicar essa técnica num sistema de potência de grande porte.

4.2 - O SISTEMA USADO.

O sistema de potência usado (fig.4.1) foi adaptado de um sistema anteriormente estudado com outra finalidade (EL-ABIAD e NAGAPPAN, 1966), sendo composto de quatro unidades de geração e seis barras, sendo três de carga.

Os dados das linhas de transmissão, dados de carga e resultados do fluxo de carga são mostrados nas tabelas 4.1, 4.2 e 4.3 respectivamente. Os dados das máquinas (tabela 4.4) foram retirados de (ANDERSON e FOUAD,1977). Finalmente, na tabela (4.5) se encontram os dados do sistema de excitação.

Figura 4.1 - Diagrama do Sistema de Potência usado.

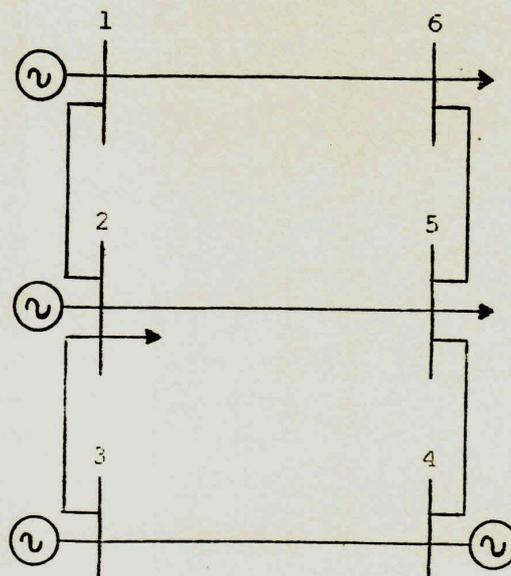


Tabela 4.1 - Dados de Linha de Transmissão

BARRA		IMPEDÂNCIA (p.u.)	
DE	PARA	R	X
1	2	0.05	0.20
2	3	0.10	0.50
3	4	0.20	0.80
4	5	0.10	0.30
5	6	0.20	0.40
6	1	0.10	0.15
2	5	0.20	0.50

* valores em p.u. na base de 100 MVA e 13.8 KV.

Tabela 4.2 - Dados de Carga.

BARRA	P (MW)	Q (MVar)
2	20	10
5	40	15
6	30	10

Tabela 4.3 - Resultado do Fluxo de Carga.

BARRA	V (p.u.)	(graus)	PG (MW)	QG (MVA)	PL (MW)	QL (MVA)
1	1.000	0.00	33.2	9.1	0.0	0.0
2	1.002	-0.12	10.0	5.0	20.0	10.0
3	1.084	4.62	30.0	20.0	0.0	0.0
4	1.025	1.41	20.0	10.0	0.0	0.0
5	0.956	-2.80	0.0	0.0	40.0	15.0
6	0.953	-2.30	0.0	0.0	30.0	10.0

Perdas Ativas = 3.2 MW ; Balanço de Reativos = - 9.1 MVA.

Tabela 4.4 - Dados das Máquinas.

MAQ.	X_d (p.u.)	X'_d (p.u.)	X_1 (p.u.)	X'_d (p.u.)	T'_{d0} (s.)	H=MW*S/MVA
1	2.0926	1.2593	0.3889	0.7037	8.50	3.11111
2	1.7250	1.0640	0.4998	0.5481	5.40	6.68571
3	2.4750	1.5375	0.5600	0.7950	5.30	2.69750
4	3.7329	2.3788	3.3816	1.2077	7.20	7.32000

Tabela 4.5 - Dados do Sistema de Excitação.

MAQUINA	K_A	T_A (s.)
1	50	0.04
2	150	0.04
3	50	0.04
4	50	0.04

4.3 - APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS.

Na representação linear final o sistema tem a seguinte forma:

$$\dot{X} = A X + B u$$

$$Y = C X$$

onde,

u é o vetor de entrada

Y é o vetor de saída, representado pelo torque δ .

e o vetor "X" para o modelo de quarta ordem máquina/regulador de tensão do sistema de quatro máquinas é:

$$X = (\delta_1, \omega_1, i_{fd1}, e_{fd1}, \delta_2, \omega_2, i_{fd2}, e_{fd2}, \delta_3, \omega_3, i_{fd3}, e_{fd3}, \delta_4, \omega_4, i_{fd4}, e_{fd4})^t$$

Assumindo que $D_i = 1.0$ p.u. (constante) em todas as máquinas, são obtidos quatro pares de autovalores complexos que são:

$$-12.64973 \pm j 14.37160$$

$$-0.13106 \pm j 7.25391$$

$$-0.08723 \pm j 6.22628$$

$$-0.09912 \pm j 4.01877$$

De acordo com (DE MELLO e outros, 1980), os M.O.E. de um sistema de potência linearizado com "N" máquinas é igual a $N-1$. Nesse caso, então, para os quatro modos de oscilação obtidos teremos apenas três M.O.E.. Para identificar os três M.O.E. foi calculado o vetor de participação " L_i ", para todos os autovalores complexos obtidos. A tabela (4.6) mostra as componentes dos vetores de participação L_i e, sua relação com as variáveis de estado do sistema para os quatro autovalores complexos, obtidos da matriz "A" do sistema linearizado.

Observando a tabela (4.6) vemos que o modo de $j14.37160$ rad./s. está mais relacionado com Y_{fd}^U e e_{fd} da máquina 2 e como é fracamente relacionado com as variáveis δ e ω da equação de oscilação, conclui-se que ele não é um M.O.E.. Já os demais modos são por demais relacionados com as variáveis da equação de oscilação e são eles os M.O.E..

Tabela 4.6 - Componentes dos Vetores de Participação.

Variáveis de estado	Frequência de oscilação dos modos (rad./s.)			
	14.37160	7.25391	6.22628	4.01877
δ_1	0.000112	0.186317	0.212070	0.024042
ω_1	0.000112	0.186346	0.212076	0.024046
Y_{fd1}	0.054775	0.003360	0.002583	0.000477
e_{fd1}	0.055611	0.000649	0.000424	0.000065
δ_2	0.000718	0.000569	0.167375	0.163114
ω_2	0.000720	0.000569	0.167391	0.163160
Y_{fd2}	0.505573	0.000307	0.002585	0.002498
e_{fd2}	0.504160	0.000087	0.000609	0.000386
δ_3	0.001073	0.313889	0.109741	0.010590
ω_3	0.001080	0.313932	0.109738	0.010591
Y_{fd3}	0.070225	0.003001	0.001124	0.000022
e_{fd3}	0.070833	0.000290	0.000230	0.000008
δ_4	0.000045	0.001079	0.011676	0.307973
ω_4	0.000045	0.001079	0.011677	0.308058
Y_{fd4}	0.028167	0.000108	0.000636	0.012494
e_{fd4}	0.028564	0.000026	0.000119	0.001334

Portanto, os três M.O.E. são: o modo de 7.25391 rad./s. mais associado com as máquinas 1 e 3 e principalmente com a máquina 3; o modo de 6.22628 rad./s. associado principalmente

com a máquina 1 e um pouco menos com as máquinas 2 e 3; e, finalmente, o modo de 4.01877 rad./s. associado com as máquinas 2 e 4 e principalmente com a máquina 4.

Os modos de 4.01877 rad./s. e 6.22628 rad./s. possuem as menores frequências de oscilação e são escolhidos como os M.O.E. mais críticos.

A seguir, é selecionado o M.O.E. mais crítico (o de 4.01877 rad./s.) que é mais associado com a máquina 4 e verifica-se as interações r_j entre o M.O.E. i e os outros M.O.E. quando são feitas pequenas variações de ΔD_k em torno de 0.5 p.u. para valores iniciais de $D_k^0 = 1, 3$ e 6 p.u.

Nas tabelas (4.7), (4.8) e (4.9) são mostrados os valores das medidas de interação r_j entre o modo de 4.0188 rad./s. e os outros modos críticos. Nessas tabelas, o valor da constante de amortecimento "D" para as máquinas 1, 2 e 3 é igual a 1.0 p.u.. O modo de 14.37160 rad./s. não foi incluído na tabela porque mesmo para variações na constante de amortecimento da máquina 4 de até 20.0 p.u., o autovalor representado por esse modo praticamente não variou, ou seja, o autovalor permaneceu praticamente fixo para grandes variações de "D" da máquina 4.

(tabela 4.7)

A U T O V A L O R E S		R_4
$D_4 = 1.0 \text{ p.u.}$	$D_4 = 1.5 \text{ p.u.}$	
$-0.13106 + j 7.25391$	$-0.13110 + j 7.25391$	0.019
$-0.08723 + j 6.22628$	$-0.08763 + j 6.22625$	0.068
$-0.09912 + j 4.01877$	$-0.10964 + j 4.01882$	1

(tabela 4.8)

A U T O V A L O R E S		R_4
$D_4 = 3.0 \text{ p.u.}$	$D_4 = 3.5 \text{ p.u.}$	
$-0.13121 + j 7.25391$	$-0.13125 + j 7.25391$	0.030
$-0.08882 + j 6.22612$	$-0.08921 + j 6.22607$	0.098
$-0.14121 + j 4.01843$	$-0.15173 + j 4.01812$	1

(tabela 4.9)

A U T O V A L O R E S		R_4
$D_4 = 6.0 \text{ p.u.}$	$D_4 = 6.5 \text{ p.u.}$	
$-0.13143 + j 7.25391$	$-0.13147 + j 7.25390$	0.051
$-0.09117 + j 6.22572$	$-0.09155 + j 6.22562$	0.150
$-0.20433 + j 4.01523$	$-0.21484 + j 4.01439$	1

Analisando as tabelas (4.7), (4.8) e (4.9) pode-se observar, como era esperado, que o modo de 4.01877 rad./s. foi bem amortecido enquanto que os outros dois modos foram fracamente amortecidos, como pode também ser visto através das suas respectivas medidas de interação que devido ao baixo valor de r_j desses dois modos haveria um fraco amortecimento desses modos.

Em seguida, a máquina 4 é equipada com um estabilizador e seus parâmetros são ajustados adequadamente de maneira a comprovar o que foi observado pela análise dos resultados apresentados nas tabelas (4.7), (4.8) e (4.9). Os parâmetros resultantes, após o ajuste do sinal estabilizador são os seguintes:

$$K = 0.8$$

$$T = 0.001$$

$$T_1 = 0.035 \text{ e}$$

$$T_2 = 0.069$$

Para esse ajuste, foi considerado $D_1 = 1.0$ p.u. constante em cada máquina e foram obtidos os seguintes autovalores:

$$-12.64781 \pm j 14.37202$$

$$-0.13109 \pm j 7.25401$$

$$-0.08785 \pm j 6.22682$$

$$-0.11354 \pm j 4.01882$$

Portanto, como era de se esperar, o modo de 4.01877 rad./s. foi bem amortecido em ambos os casos (tanto usando a constante de amortecimento "D" como aplicando o estabilizador). Verifica-se que a introdução do sinal estabilizador mostrou resultados coerentes com o previsto pela teoria desenvolvida no capítulo 3 e os resultados das tabelas (4.7) à (4.9).

O mesmo procedimento, agora, é repetido para o segundo modo mais crítico (o de 6.22628 rad./s.), que é mais associado com a máquina 1.

As tabelas (4.10), (4.11) e (4.12) mostram os valores das medidas de interação r_j entre o modo de 6.22628 rad./s. e os outros modos críticos. Novamente, para variações na constante de amortecimento da máquina 1 de até 20 p.u., praticamente não variou o autovalor de $-12.64973 \pm j 14.37160$, permanecendo quase fixo.

(tabela 4.10)

A U T O V A L O R E S		R_1
$D_1 = 1.0 \text{ p.u.}$	$D_1 = 1.5 \text{ p.u.}$	
$-0.13106 \pm j 7.25391$	$-0.14604 \pm j 7.25328$	0.620
$-0.08723 \pm j 6.22628$	$-0.10427 \pm j 6.22640$	1
$-0.09912 \pm j 4.01877$	$-0.10105 \pm j 4.01886$	0.148

(tabela 4.11)

A U T O V A L O R E S			R_1
$D_1 = 3.0$ p.u.	$D_1 = 3.5$ p.u.		
$-0.19083 \pm j 7.24754$	$-0.20565 \pm j 7.24433$		0.726
$-0.15552 \pm j 6.22863$	$-0.17271 \pm j 6.23001$		1
$-0.10683 \pm j 4.01928$	$-0.10876 \pm j 4.01946$		0.236

(tabela 4.12)

A U T O V A L O R E S			R_1
$D_1 = 6.0$ p.u.	$D_1 = 6.5$ p.u.		
$-0.27802 \pm j 7.21824$	$-0.29198 \pm j 7.21095$		0.799
$-0.26034 \pm j 6.24191$	$-0.27837 \pm j 6.24536$		1
$-0.11836 \pm j 4.02073$	$-0.12027 \pm j 4.02106$		0.391

Fazendo uma análise dessas tabelas verifica-se que as interações com o modo de 6.22628 rad./s., para uma ação estabilizante na máquina 1, são bem mais fortes que com o modo de 4.01877 rad./s., para uma ação estabilizante na máquina 4. Observa-se também que os modos foram amortecidos de acordo com a indicação das medidas de interação r_j , ou seja, o modo de 6.22628 rad./s. foi o mais amortecido (12.5 % de média), depois o de 7.25391 rad./s. (8.1 % de média) e, finalmente o de 4.01877 rad./s. que teve um amortecimento médio de 1.8 %.

Aplicando o sinal estabilizador na máquina 1 e, ajustando-o adequadamente, foram obtidos os seguintes parâmetros:

$$K = 0.8$$

$$T = 0.001$$

$$T_1 = 0.037 \text{ e}$$

$$T_2 = 0.035$$

Tendo sido considerado $D_i = 1.0$ p.u. constante para todas as máquinas, obtivemos os seguintes autovalores:

$$-12.65099 \pm j 14.39783$$

$$-0.15927 \pm j 7.25446$$

$$-0.11472 \pm j 6.22575$$

$$-0.10048 \pm j 4.01820$$

Mais uma vez foi verificado que a introdução do sinal estabilizador comprovou os resultados das tabelas (4.10) à (4.12) e toda teoria desenvolvida no capítulo 3.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA ESTUDO FUTURO

A abordagem da técnica de análise de interações modais contribuiu de maneira satisfatória no estudo de problemas de estabilidade dinâmica em sistemas de potência, onde, geralmente, apenas um pequeno número de modos de oscilação são de interesse.

Como os resultados são promissores, usando a técnica de análise de interações modais, é nossa proposição dar continuidade ao estudo em trabalhos futuros que possibilitem:

- usar um sistema de grande porte interligado, tipo o sistema CHESF - ELETRONORTE.

- usar um estudo preliminar de seleção de máquinas afim de que se possa representar as máquinas mais eficazes para aplicação do sinal estabilizador por modelos mais realísticos incluindo o sistema de excitação e reguladores. As demais máquinas seriam representadas pelo modelo clássico afim de reduzir o esforço computacional.
- usar métodos de resposta em frequência para análise das interações modais.

REFERENCIA BIBLIOGRAFICA

- 1 - ABDALLA, O.H., HASSAN, S.A. and TWEIG, N.T., "Coordinated Stabilization of a Multimachine Power System", IEEE Trans., vol. PAS-103, N^o 3, march 1984, pp. 483-494.
- 2 - ANDERSON, J.H., "Matrix Methods For the Study of a Regulated Synchronous Machine", IEEE Trans., vol. PAS-57, N^o 12, december 1969, pp. 2122-2136.
- 3 - ANDERSON, P.M. and FOUAD, A.A., "Power System Control and Stability", The Iowa State University Press, 1977.
- 4 - BYERLY, R.T., SHERMAN, D.E. and McLAIN, D.K., "Normal Modes and Mode Shapes Applied to Dynamic Stability Analysis", IEEE Trans., vol. PAS-94, N^o 2, march/april 1975, pp. 224-229.

- 5 - CASTRO, J.C. de, "Aplicação da Teoria de Controle Moderno na Estabilização de Sistemas de Potência", 1^o Congresso Latino-Americano de Automática/5^o Congresso Brasileiro de Automática, Minicursos, Campina Grande, 1984, pp. 25-33.
- 6 - CATÃO, M. do Ó, "Seleção de Geradores Para Serem Equipados com Estabilizadores em Sistemas de Potência", Tese de Mestrado, DEE/UFPb, 1985.
- 7 - CHEN, C.T., "Linear System Theory and Design", CBS College Publishing, New York, 1984.
- 8 - DE MELLO, F.P., NOLAN, P.J., LASKOWSKI, T.F. and UNDRILL, J.M., "Coordinated Application of Stabilizers in Multimachine Power Systems", IEEE Trans., vol. PAS-99, N^o 3, may/june 1980, pp. 892-901.
- 9 - DOI, A. and ABE, S., "Coordinated Synthesis of Power Systems Stabilizers in Multimachine Power Systems", IEEE Trans., vol. PAS-103, N^o 6, june 1984, pp. 1473-1479.
- 10 - EL-ABIAD, A.H. and NAGAPPAN, K., "Transient Stability Regions of Multimachine Power Systems", IEEE Trans., vol. PAS-85, N^o 2, february 1966, pp. 169-179.

- 11 - GOOI, H.B., HILL, E.F., MOBARAK, M.A., THORNE, D.H. and LEE, T.H.,
" Coordinated Multi-Machine Stabilizer Settings Without Eigenvalue Drift", IEEE Trans., vol. PAS-100, N^o 8, august 1981, pp.3879-3887.
- 12 - GUERRA, M.de F., "Modelos de Máquinas Síncronas Para Projetos de Sinais Estabilizadores Usando-se Teoria de Controle Ótimo", Tese de Mestrado, DEE/UFPb, 1987.
- 13 - LARSEN, E.V. and SWANN, D.A., "Applying Power System Stabilizers", IEEE Trans., vol. PAS-100, N^o 6, june 1981, pp. 3017-3046.
- 14 - LIU, C., ZHOU, S.X. and FENG, Z., "Using Decoupled Characteristic in the Synthesis of Stabilizers in Multimachine Systems", IEEE Trans., vol. PWRs-2, N^o 1, february 1987, pp. 31-36.
- 15 - MOTA, W. S., " Optimal Control Techniques in the Design of Power Systems Stabilizers", Ph,D Thesis, University of Waterloo, Canadá, 1981.
- 16 - MUGWANYA, D.K. and VAN NESS, J.E., "Mode Coupling in Power Systems". IEEE Trans., vol. PWRs-2, N^o 2, may 1987, pp. 264-270.

- 17 - OGATA, K., "Engenharia de Controle Moderno", Editora Prentice /Hall do Brasil Ltda., Rio de Janeiro, 1982.
- 18 - PÉREZ-ARRIAGA, I.J., VERGHESE, G.C. and SCHWEPPE, F.C., "Selective Modal Analysis With Applications to Electric Power Systems", IEEE Trans., vol. PAS-101, N^o 9, september 1982, pp. 3117-3134.
- 19 - RAMOS, D.S. e DIAS, E.M., "Sistemas Elétricos de Potência - Regime Permanente", vol. 1, Editora Guanabara Dois S.A., Rio de Janeiro, 1982.
- 20 - STEVENSON Jr., W.D., "Elementos de Análise de Sistemas de Potência", Editora McGraw-Hill do Brasil Ltda., São Paulo, 1974.
- 21 - SWANN, D.A., LAWSON, R.A. and WRIGHT, G.F., "Minimization of Power System Stabilizer Torsional Interaction on Large Turbine-Generator", IEEE Trans., vol. PAS-97, N^o 1, january/february 1978, pp. 183-190.