



CCPgEE/CCT-UFPb

COORDENAÇÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA
CENTRO DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE FEDERAL DA PARAÍBA

SELEÇÃO DE GERADORES PARA SEREM EQUIPADOS COM
ESTABILIZADORES NUM SISTEMA DE POTÊNCIA

NL
MARISE DO Ó CATÃO

1985

MARISE DO Ó CATÃO



SELEÇÃO DE GERADORES PARA SEREM EQUIPADOS COM ESTABILIZADORES
NUM SISTEMA DE POTÊNCIA

Dissertação apresentada ao Curso de
MESTRADO EM ENGENHARIA ELÉTRICA da
Universidade Federal da Paraíba, em
cumprimento às exigências para
obtenção do Grau de Mestre.

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: PROCESSAMENTO DE ENERGIA

OS
601-343.52 (243)

JOSÉ CALAZANS DE CASTRO

Orientador

CAMPINA GRANDE

Outubro-1985



C357s Catao, Marise Do O
 Selecao de geradores para serem equipados com
 estabilizadores num sistema de potencia / Marise Do O
 Catao. - Campina Grande, 1985.
 113 f.

 Dissertacao (Mestrado em Engenharia Eletrica) -
 Universidade Federal da Paraiba, Centro de Ciencias e
 Tecnologia.

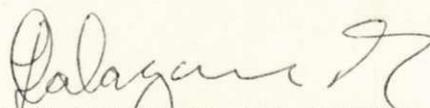
 1. Geradores - Sistema de Potencia 2. Engenharia
 Eletrica - Processamento de Energia 3. Sistema de Potencia
 - Modelo 4. Dissertacao I. Universidade Federal da Paraiba
 - Campina Grande (PB) II. Título

CDU 621.313.52(043)

PROCEDIMENTOS COMPUTACIONAIS PARA SELEÇÃO DE
GERADORES PARA SEREM EQUIPADOS COM ESP NUM
SISTEMA DE POTÊNCIA

MARISE DO Ó CATÃO

DISSERTAÇÃO APROVADA EM 22/11/85



JOSE CALAZANS DE CASTRO
Orientador



WELLINGTON SANTOS MOTA
Componente da Banca



MOZART DE SIQUEIRA CAMPOS ARAÚJO
Componente da Banca

CAMPINA GRANDE
NOVEMBRO - 1985

AGRADECIMENTOS

Ao **PROFESSOR JOSÉ CALAZANS DE CASTRO** e ao **ENGENHEIRO CÍCERO VLADIMIR CAVALCANTI** pela contribuição que deram para a realização deste trabalho.

A todos aqueles, que contribuíram para a realização deste trabalho.

RESUMO

O objetivo deste trabalho é determinar uma melhor e mais confiável técnica para seleção de máquinas que devem ser estabilizadas em um sistema de potência de grande porte. Como o sistema é não linear, este é linearizado em torno de um ponto de operação, usando-se técnicas de perturbação no computador digital.

Após a linearização são usados e comparadas diferentes técnicas para determinação das máquinas críticas. Essas técnicas são as seguintes:

- 1) Técnica usada por F.P. de Mello e outros (1980), onde as máquinas são representadas pelo modelo clássico linearizado.
- 2) Técnica com representação do modelo na forma de Jordan. As máquinas são representadas por modelos que incluem sistemas de excitação. Esta técnica foi sugerida por Lal e Fleming (1980).

3) Uma nova técnica que usa índices de contribuição dos modos na resposta do sistema, onde as máquinas são representadas por modelos que incluem sistemas de excitação. Com esta nova técnica, não só a parte real do autovalor, mas sim toda a contribuição do modo na resposta está sendo levada em consideração, ao contrário dos procedimentos existentes atualmente. O procedimento é sequencial e utiliza uma ação estabilizante mais significativa e confiável que a usada em O.M. Abdalla e outros (1984).

ABSTRACT

The main objective of this dissertation is to determine a better and more reliable technique for selection of the machines that should be stabilized in a large power system plant. As the system is non linear, this is linearized around an operation point, making use of disturbance techniques in a digital computer.

After the linearization, diferent techniques are used and compared for determining the critical machines. These techniques are the following:

- 1) Technique used by F.P. de Mello and others (1980) , on which the machines are represented by a linearized classic model.
- 2) Technique with model representation in Jordan's configuration. The machines are represented by models that include excitation systems. This technique was sujested by Lal e Fleming (1980).

3) A new technique that makes use of modal contribution index in the system response, on which the machines are represented by models that include excitation systems. In this technique, not only the real part of the eigenvalues but all the contribution of the mode in the response is taken into account, what is the opposite if we compare it to the procedures existent nowadays. The procedure is sequential and makes use of a stabilizing action more significant and reliable than the one that is used in O.H. Abdalla and others (1984).

ÍNDICE

Pg

1

INTRODUÇÃO

| | | |
|-------|---|----|
| 1.1 - | Considerações Básicas | 02 |
| 1.2 - | Motivação do Trabalho | 03 |
| 1.3 - | Contribuição do Trabalho | 05 |
| 1.4 - | Esboço dos Capítulos seguintes. | 05 |

2

0 MODELO DO SISTEMA DE POTÊNCIA

| | | |
|-------|---|----|
| 2.1 - | Introdução | 07 |
| 2.2 - | Representação da máquina | 09 |
| 2.3 - | Relações entre as máquinas e a rede. | 13 |
| 2.4 - | Representação do sistema de excitação | 27 |
| 2.5 - | Linearização Numérica do Modelo | 28 |

| | | |
|----------|--|-----|
| 3 | | Pg |
| | TÉCNICAS UTILIZADAS PARA SELEÇÃO DAS MÁQUINAS | |
| | 3.1 - Introdução | 33 |
| | 3.2 - Técnica de F.P. de Melo. | 35 |
| | 3.3 - Técnica por Redução à forma de Jordan | 43 |
| | 3.4 - Técnica Sequencial Modal | 48 |
| 4 | | |
| | APLICAÇÃO EM UM SISTEMA DE POTÊNCIA | |
| | 4.1 - Introdução | 63 |
| | 4.2 - Sistema Usado | 64 |
| | 4.3 - Apresentação e análise dos resultados | 78 |
| | 4.3.1 - Técnica de F.P. de Melo | 78 |
| | 4.3.2 - Técnica por Redução à forma de Jordan. | 82 |
| | 4.3.3 - Técnica Sequencial Modal. | 86 |
| | 4.3.4 - Conclusão do capítulo. | 97 |
| 5 | | |
| | CONCLUSÕES | 99 |
| | APÊNDICE 1 - Linearização de modelos matemáticos não lineares | 101 |

| | Pg |
|--|------------|
| APÊNDICE 2 - Redução da Matriz Admitância | 108 |
| REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS | 110 |

SÍMBOLOS PARA O MODELO DE MÁQUINAS SÍNCRONAS E SISTEMAS DE
EXCITAÇÃO

| | | |
|--------------|---|--|
| δ | - | Ângulo de torque |
| ω | - | Velocidade angular |
| ω_r | - | Velocidade angular nominal |
| T_e | - | Torque elétrico |
| T_m | - | Torque mecânico |
| H | - | Constante de inércia |
| D | - | Coefficiente de amortecimento |
| τ_j | - | Constante de tempo ($= 2H/\omega_B$) |
| τ'_{qo} | - | Constante de tempo transitório de circuito aberto no eixo em quadratura. |
| τ'_{do} | - | Constante de tempo transitório de circuito aberto no eixo direto |
| I_q | - | Componente da corrente terminal no eixo em quadratura |
| I_d | - | Componente da corrente terminal no eixo direto |
| x_q | - | Reatância síncrona no eixo q |

| | | |
|----------|---|---|
| x_d | - | Reatância síncrona no eixo d |
| x_p | - | Reatância de Potier |
| x'_q | - | Reatância transitória no eixo q |
| x'_d | - | Reatância transitória no eixo d |
| E | - | Tensão interna |
| E'_q | - | Componente da tensão atrás da reatância no eixo em quadratura |
| E'_d | - | Componente da tensão atrás da reatância no eixo direto |
| V_q | - | Componente da tensão terminal no eixo em quadratura |
| V_d | - | Componente da tensão terminal no eixo direto |
| K_A | - | Ganho do regulador |
| K_E | - | Ganho da excitatriz |
| K_F | - | Ganho do circuito estabilizante do regulador |
| S_E | - | Função de saturação da excitatriz |
| τ_A | - | Constante de tempo de amplificação do regulador de tensão |
| τ_E | - | Constante de tempo da excitatriz |
| τ_F | - | Constante de tempo do circuito estabilizante do regulador de tensão |

V_{RMAX} - Máximo valor de V_R

V_{RMIN} - Mínimo valor de V_R

V_S - Sinal estabilizador (entrada)

INTRODUÇÃO

Estudos sobre a estabilidade fornecem informação com respeito à capacidade de um sistema de potência permanecer em sincronismo durante grandes perturbações que resultam tanto de falhas de geração e transmissão quanto da alteração súbita ou permanente nas cargas ligadas ao sistema, assim como de falhas momentâneas. Tais estudos fornecem especificamente as mudanças nas tensões, correntes, potências, velocidades e ângulos de torque das máquinas do sistema de potência, assim como as variações nas tensões do sistema e nos fluxos de potência, seja durante a perturbação ou imediatamente após.

Os estudos de estabilidade são indispensáveis no planejamento e operação dos sistemas elétricos de potência, pois falhas nestes sistemas põem em risco a continuidade do fornecimento de energia aos centros consumidores e, em casos ex-

tremos até mesmo a integridade física dos equipamentos.

Este trabalho trata da seleção de máquinas em um sistema de múltiplas máquinas a serem equipadas com sinais estabilizadores. Este é um problema particular do estudo de estabilidade dinâmica, mas que envolve de uma maneira geral todo o problema de estabilidade em um sistema. Todo este trabalho é baseado em técnicas modais. Entretanto, algumas pesquisas têm sido realizadas com a utilização de técnicas de resposta em frequência com o mesmo objetivo (Doi e Abe, 1984; Gooi e outros, 1981).

1.1 - Considerações básicas

Oscilações de fluxo de potência entre máquinas síncronas é um problema que tem estado presente desde o início da geração e utilização de potência elétrica A.C.

Com o passar do tempo, os sistemas de potência cresceram em tamanho e complexidade com as grandes distâncias entre os vários geradores e as áreas de carga. Com a transmissão de alta potência por longas distâncias, notou-se que porções do sistema tendiam a perder sincronismo entre si, devido a ocorrência de diferentes perturbações.

Com o crescimento constante de sistemas de potência e o uso de altas tensões de transmissão a longa distância, sistemas de excitação estáticas de alta velocidade de resposta

foram se aperfeiçoando até atingir, nos dias atuais, um alto grau de desempenho e confiabilidade, proporcionando melhorias consideráveis nos limites de estabilidade (diminuindo o tempo de desequilíbrio entre carga e geração) dos sistemas de potência atuais.

Entretanto, essas melhorias geralmente vêm combinadas com a introdução de uma parcela de amortecimento negativo. Assim, estes sistemas apresentam em geral problemas de instabilidade dinâmica. Uma solução para o problema é a utilização de um sinal de estabilização suplementar, que levado ao regulador de tensão, pode introduzir no sistema amortecimento adicional positivo, amortecendo assim as oscilações da máquina.

Nota-se pelo que foi dito acima, a importância e necessidade da aplicação de sinais estabilizadores em sistemas de potência.

Os sinais estabilizadores, sejam derivados de velocidade angular, frequência ou potência elétrica têm-se mostrado eficazes no amortecimento das oscilações eletromecânicas.

1.2 - Motivação do trabalho

O projeto de estabilizadores de sistemas de potência (ESP) para uma determinada máquina síncrona seja usando técnicas de controle clássico ou de controle moderno, tem sido

um assunto de estudo e aplicações práticas por muitos engenheiros e pesquisadores nos últimos anos. Todavia, em um sistema de potência de múltiplas máquinas, as melhores unidades geradoras para aplicação de sinais estabilizadores não são facilmente conhecidas.

O problema de projeto ótimo de estabilizadores já foi bem analisado e hoje é bem entendido e de fácil tratamento pela teoria de controle nos casos em que a instabilidade é facilmente identificada com uma máquina ou um grupo de máquinas. Entretanto, em um sistema de potência de múltiplas máquinas, a identificação das máquinas para aplicações ótimas de estabilizadores não é fácil.

Uma maneira eficiente de resolver o problema de instabilidade dinâmica e de amortecimento das oscilações em baixas frequências em um sistema de potência seria a aplicação de estabilizadores em todos os geradores. Sabe-se também que o sinal estabilizador só pode ser eficiente se aplicado em gerador com sistema de excitação de resposta rápida. O custo de aplicação de ESP em geradores com sistemas de excitação modernos é pequeno, enquanto que a modernização de geradores antigos é de custo muito elevado. Verifica-se, pois, que a aplicação de ESP em todas máquinas é anti-econômica, tornando desejável selecionar algumas máquinas para serem equipadas com ESP.

1.3 - Contribuição do trabalho

A principal contribuição deste trabalho é o desenvolvimento da técnica sequencial modal, que é uma nova técnica sugerida neste trabalho, que através de procedimentos computacionais seleciona as máquinas de um sistema de potência de grande porte (multi-máquinas) mais eficientes para aplicação de sinal estabilizador.

Juntamente com a técnica sequencial modal são mostradas duas técnicas usadas atualmente para selecionar as máquinas a serem estabilizadas. Este trabalho mostra quais são as vantagens e limitações dessas técnicas.

É verificado no presente trabalho, que a técnica sequencial modal é a técnica mais confiável e completa das técnicas estudadas se levarmos em consideração os seguintes aspectos ao mesmo tempo: um menor esforço computacional e um modelo completo da máquina.

1.4 - Esboço dos capítulos seguintes

No capítulo 2 é mostrada a representação completa do modelo do sistema de potência, onde se mostra em detalhes a representação da máquina, da rede, do sistema de excitação e a interligação de todo o sistema, para ser simulado no com

putador digital. Nesse capítulo também é apresentado um algoritmo para linearização numérica desse modelo no computador digital.

No capítulo 3, que é o capítulo mais importante deste trabalho, estão apresentadas as técnicas para seleção das máquinas, onde deverão ser introduzidos os sinais estabilizados. Vale salientar que nesse capítulo, o interesse maior está voltado para a técnica sequencial modal, devido esta ser a de maior importância, pois é uma técnica original neste campo de estudo e que dá resultados mais satisfatórios que as outras técnicas estudadas.

No capítulo 4, as técnicas descritas no capítulo são aplicadas em um sistema com 3 máquinas e 9 barras, com as respectivas análises e comentários sobre os resultados obtidos com essas técnicas.

No capítulo 5 são apresentadas as conclusões gerais do trabalho.

MODELO DO SISTEMA DE POTÊNCIA

2.1 - Introdução

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

Qualquer equação diferencial ordinária pode ser transformada em um conjunto de equações diferenciais de primeira ordem. Um conjunto de n equações de 1ª ordem está completamente descrito se os seus coeficientes e as n condições iniciais para as n -equações diferenciais são conhecidos. Assim, é formado um vetor de dimensão n que especifica completamente o estado do sistema. Esse vetor é denominado "vetor de estado" e seus elementos são denominados "variáveis de estado".

Nas equações usadas para representação do sistema de múltiplas máquinas, as cargas são representadas por impedân-

cias constantes, pois assim, temos uma descrição matemática do sistema com múltiplas máquinas com as cargas representadas incluídas. Embora, esta representação de carga não seja muito precisa, o é bastante para ser usada sem cometer grandes erros. 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.

Para simulação do comportamento dinâmico de um sistema de potência, a rede de transmissão é simulada de maneira análoga ao fluxo de carga. A máquina é interligada à rede através do seu circuito equivalente tensão atrás de uma reatância, onde o valor de tensão varia de acordo com o modelo que representa a máquina.

O comportamento dinâmico do sistema depende não só do gerador e da rede, mas também do sistema de excitação e reguladores. Esses equipamentos são caracterizados por um conjunto de equações diferenciais de estados. Os 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. Após a ocorrência de uma perturbação, 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

2.2.1 - Introdução

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

$$\dot{X} = f(X, V, T_m, t) \quad (2.1)$$

onde

X é um vetor de variáveis de estado,

V é o vetor de 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 3 circuitos no rotor) ao de segunda ordem para o modelo clássico, onde ω e δ (velocidade angular e ângulo de torque) são considerados como variáveis de estado.

Neste trabalho, as máquinas foram representadas pelo modelo clássico ou pelo modelo de dois eixos.

2.2.2 - Modelo clássico (tensão constante atrás de reatância transitória)

É a mais simples representação de uma máquina. É também chamado modelo de 2ª ordem, por ser representado apenas pela equação de oscilação, tendo como variáveis de estado a velocidade angular (ω) e o ângulo da máquina (δ). Esta representação ignora efeitos de saliência e supõe ligações de fluxo constante e pouca variação na velocidade.

Para uma máquina representada pelo modelo clássico, o ângulo δ para esta máquina é o ângulo entre a tensão interna e o eixo de referência do sistema.

A figura (2.1) apresenta o diagrama fasorial do modelo clássico onde x'_d é a reatância comumente usada no lugar de x' . A tensão E é mantida constante e é obtida das condições iniciais em regime permanente.

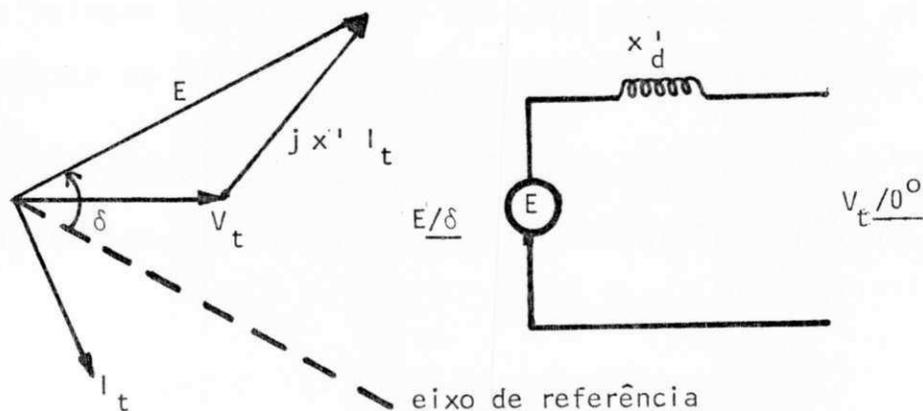


Figura 2.1 - Diagrama fasorial e circuito equivalente da máquina representada pelo modelo clássico.

As equações usadas neste modelo são:

Tensão interna da máquina

$$E_i = V_{ti} + j x_i' I_{ti} \quad (2.2)$$

Equação de oscilação da máquina

$$\tau_{ji} \dot{\omega}_i = T_{mi} - E_i I_{qi} - D_i \omega_i \quad (2.3)$$

$$\dot{\delta}_i = \omega_i - 1 \quad i = 1, \dots, r \quad (2.4)$$

onde r é o número de máquinas representadas pelo modelo clássico.

2.2.3 - Modelo de dois Eixos (E'_q e E'_d) (Anderson e Fouad, 1977)

No modelo de dois eixos, os efeitos transitórios são considerados, enquanto que os efeitos subtransitórios são desprezados. Uma consideração feita para este modelo é que na equação de tensão do estator, os termos $\dot{\lambda}_d$ e $\dot{\lambda}_q$ são desprezadas e que $\omega = \omega_R \cong 1$ PU.

A máquina deveria ter dois circuitos no estator e dois circuitos no rotor. Entretanto, o número de equações diferenciais descrevendo estes circuitos é reduzido para duas,

desde que $\dot{\lambda}_d$ e $\dot{\lambda}_q$ são desprezadas nas equações de tensão do estator (as equações de tensão do estator tornam-se equações algébricas)

Através da figura (2.2), tem-se as seguintes equações algébricas deste modelo

$$E'_q = V_q - x'_d I_d \quad (2.5)$$

$$E'_d = V_d + x'_q I_q \quad (2.6)$$

onde E'_q e E'_d são componentes de tensão proporcionais ao fluxo concatenado que resultam do efeito combinado das correntes de campo e armadura.

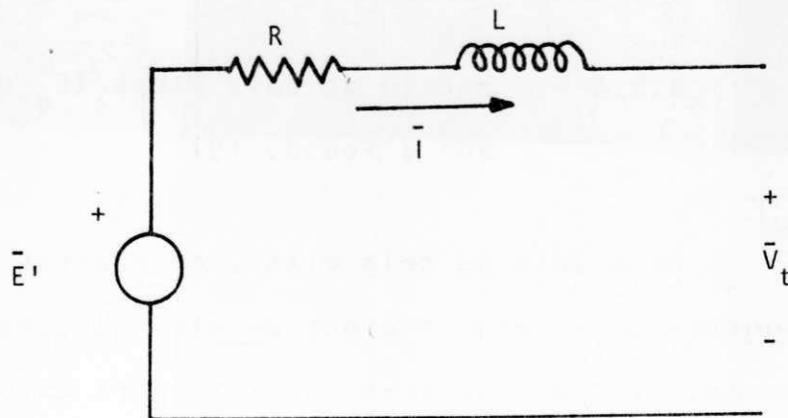


Figura 2.2 - Circuito equivalente de uma máquina representada pelo modelo de dois eixos.

As variáveis de estado para este modelo são quatro: velocidade angular (ω), ângulo de torque (δ), componente do eixo em quadratura da tensão atrás da reatância transitória (E'_q) e a componente do eixo direto da tensão atrás da reatância transitória (E'_d).

As equações diferenciais para este modelo são as seguintes:

$$\tau_{Ji} \dot{\omega}_i = T_{mi} - (I_{di} E'_{di} + I_{qi} E'_{qi}) - D_i \omega_i \quad (2.7)$$

$$\dot{\delta}_i = \omega_i - 1 \quad (2.8)$$

$$\tau'_{do} \dot{E}'_{qi} = -E'_{qi} - (x_{di} - x'_i) I_{di} \quad (2.9)$$

$$\tau'_{qo} \dot{E}'_{di} = -E'_{di} - (x_{qi} - x'_i) I_{qi} \quad (2.10)$$

2.3 - Relações matemáticas entre as máquinas e a rede (Anderson and Fouad, 1977)

2.3.1 - Introdução

O objetivo desta seção é deduzir e mostrar relações matemáticas para V_{di} , V_{qi} , que são variáveis do sistema, com $i = 1, 2, \dots, n$. Isto é obtido na forma de relações entre as tensões V_{di} , V_{qi} , correntes da máquina I_{di} e I_{qi} e os ângu -

los de torque δ_i , $i = 1, 2, \dots, n$

Para uma máquina i , nós definiremos os fasores \bar{V}_i e \bar{I}_i como:

$$\bar{V}_i = V_{qi} + j V_{di} \quad (2.11)$$

$$\bar{I}_i = I_{qi} + j I_{di} \quad (2.12)$$

onde o eixo q é dado como o fasor de referência em cada caso.

Os vetores complexos \bar{V} e \bar{I} são definidos por

$$\bar{V} = \begin{bmatrix} V_{q1} + j V_{d1} \\ V_{q2} + j V_{d2} \\ \dots \\ V_{qn} + j V_{dn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{V}_1 \\ \bar{V}_2 \\ \vdots \\ \bar{V}_n \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

$$\bar{I} = \begin{bmatrix} I_{q1} + j I_{d1} \\ I_{q2} + j I_{d2} \\ \dots \\ I_{qn} + j I_{dn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{I}_1 \\ \bar{I}_2 \\ \vdots \\ \bar{I}_n \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

Note cuidadosamente que a tensão \bar{V}_i e a corrente \bar{I}_i são referidas para os eixos d e q da máquina i. A relação desejada é a que relaciona os vetores \bar{V} e \bar{I} . Esta relação irá representar um conjunto de n-equações algébricas complexas ou 2n equações reais, que são as equações necessárias para completar a descrição matemática do sistema.

2.3.2 - Representação Matricial de uma rede passiva

Considera-se uma rede com n-máquinas e r-cargas.

Através da redução da rede (apêndice 2), esta é reduzida a uma equivalente com n-nós.

No estado permanente as correntes e tensões podem ser representadas por fasores para uma referência comum. Serão usados os fasores \hat{I}_i e \hat{V}_i , $i=1,2, \dots, n$ para designar o uso de uma referência comum (rede).

Então, tem-se:

As equações da rede de estado permanente, em notação fasorial

$$\hat{I} = \bar{Y} \hat{V} \quad (2.15)$$

onde

\bar{Y} - é a matriz admitância de curto-circuito da rede

\hat{V} - vetor de tensão no nó

\hat{I} - vetor de corrente no nó

2.3.3 - Representação matricial de uma rede no estado transitório

Considerando um ramo da rede reduzida, localizado entre quaisquer dois nós na rede, sendo identificado pelo índice k , temos então no estado transitório a seguinte relação

$$v_k = L_k i_k + r_k i_k \quad k = 1, \dots, b \quad (2.16)$$

onde

b - nº de ramos

r_k - resistência do ramo

L_k - indutância do ramo

v_k - tensão no ramo

i_k - corrente no ramo

Usando índices para denotar as fases a, b, c , temos:

$$v_{abc_k} = L_k \dot{i}_{abc_k} + r_k i_{abc_k} \quad k = 1, \dots, b \quad (2.17)$$

Esta equação do ramo pode ser escrita com respeito a qualquer dos n -eixos q de referência, pelo uso da transformação apropriada P .

Multiplicando a equação (2.17) pela transformação P , temos:

$$P v_{abc_k} = L_k P \dot{i}_{abc_k} + r_k P i_{abc_k} \quad (2.18)$$

sabendo-se que:

$$P i_{abc} = \dot{i}_{odq} - \omega \begin{bmatrix} 0 \\ -i_q \\ i_d \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

onde

$$P = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} \\ \cos \theta & \cos (\theta - 2\pi/3) & \cos (\theta + 2\pi/3) \\ \text{sen } \theta & \text{sen } (\theta - 2\pi/3) & \text{sen } (\theta + 2\pi/3) \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

(Anderson e Fouad, 1977)

Substituindo a equação (2.19) na equação (2.18), resulta

$$v_{odq_k} = L_k \left(\dot{i}_{odq_k} - \omega \begin{bmatrix} 0 \\ -i_{qk} \\ i_{dk} \end{bmatrix} \right) + r_k i_{odq_k}$$

No caso de condições balanceadas:

$$v_{dq_k} = L_k \left(\dot{i}_{dq_k} + \omega \begin{bmatrix} i_{qk} \\ -i_{dk} \end{bmatrix} \right) + r_k i_{dq_k} \quad (2.21)$$

São feitas as seguintes considerações:

- 1) $\omega \cong \omega_R$, velocidade angular do sistema é aproximadamente igual a velocidade nominal, fazendo

$$\omega L_k i_k \cong x_k i_k$$

- 2) Os termos $L_k \dot{i}_k$ são desprezados comparados com os termos $\omega L_k i_k$

Fazendo as considerações acima, a equação (2.21) fica:

$$v_{dq_k} = r_k i_{dq_k} + x_k \begin{bmatrix} i_{qk} \\ -i_{dk} \end{bmatrix} \quad k = 1, \dots, b \quad (2.22)$$

A expressão (2.22) é uma relação algébrica entre tensões e correntes num ramo da rede no estado transitório. Estas variáveis são expressas na referência d-q de qualquer máquina. Considere a i -ésima máquina associada com esta transformação. O ângulo do rotor θ_i desta máquina é dado por:

$$\theta_i = \omega_r t + \frac{\pi}{2} + \delta_i \quad (2.23)$$

onde:

θ_i - é o ângulo entre o rotor e uma rotação sincronizante do sistema de referência

Multiplicando ambos os lados da eq. (2.22) por $1/\sqrt{3}$, teremos:

$$V_{qk}(i) = r_k I_{qk}(i) - x_k I_{dk}(i) \quad (2.24)$$

$$V_{dk}(i) = r_k I_{dk}(i) + x_k I_{qk}(i)$$

onde i é o índice do rotor da máquina, usado como referência

Em notação fasorial, temos:

$$\begin{aligned} V_k(i) &= V_{qk}(i) + j V_{dk}(i) = (r_k + j x_k)(I_{qk} + j I_{dk}) = \\ & \bar{Z}_k I_k(i) \quad K = 1, \dots, b \quad (2.25) \end{aligned}$$

que expressa em notação fasorial complexa, a relação entre a tensão e corrente no ramo K. A referência é o eixo q de algum (hipotético) rotor i, localizando o ângulo δ_i com respeito à rotação sincronizante da referência do sistema.

2.3.4 - Conversão das coordenadas das máquinas para a referência do sistema

Pode-se usar a transformada de Park para a partir da tensão V_{abc_i} obter a tensão V_{dqi} .

Em notação fasorial, tem-se \bar{V}_i , usando o rotor da máquina i como referência, que pode ser transportada para a referência do sistema \hat{V}_i , usando a transformação abaixo.

$$\begin{aligned} V_{Qi} + j V_{Di} &= (V_{qi} \cos \delta_i - V_{di} \sin \delta_i) + \\ &+ j (V_{qi} \sin \delta_i + V_{di} \cos \delta_i) \end{aligned} \quad (2.26)$$

ou seja

$$\hat{V} = \bar{V}_i e^{j\delta_i} \quad (2.27)$$

onde

$$\hat{V}_i = V_{Qi} + jV_{Di}$$

$$\bar{V}_i = V_{qi} + j V_{di}$$

δ_i = é o ângulo do rotor da máquina i com relação a rotação sincronizante da referência do sistema.

Definindo-se

$$T = \begin{bmatrix} e^{j\delta_1} & \dots & 0 \\ 0 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots \\ 0 & \dots & e^{j\delta_n} \end{bmatrix} \quad \hat{V} = \begin{bmatrix} V_{Q1} + j V_{D1} \\ V_{Q2} + j V_{D2} \\ \dots & \dots & \dots \\ V_{Qn} + j V_{Dn} \end{bmatrix} \quad \bar{V} = \begin{bmatrix} V_{q1} + j V_{d1} \\ V_{q2} + j V_{d2} \\ \dots & \dots & \dots \\ V_{qn} + j V_{dn} \end{bmatrix}$$

tem-se:

$$\hat{V} = T \cdot \bar{V} \quad (2.28)$$

onde T é uma transformação que leva as variáveis d e q de todas as máquinas para o mesmo sistema de referência que é um sistema comum no qual as máquinas movem-se à velocidade síncrona.

Verifica-se, que a matriz T é ortogonal, isto é

$$T^{-1} = T^*$$

onde T^* é a matriz transposta e conjugada de T .

Então

$$\bar{V} = T^* \hat{V} \quad (2.29)$$

Similarmente, para as correntes nos nós, temos:

$$\hat{I} = T \bar{I} \quad (2.30)$$

$$\bar{I} = T^* \hat{I} \quad (2.31)$$

2.3.5 - Relações entre correntes e tensões nas máquinas

Sabe-se que:

$$\hat{I} = \bar{Y} \hat{V} \quad (2.32)$$

Então

$$T \bar{I} = \bar{Y} T \bar{V}$$

pré-multiplicando por T^{-1} resulta

$$\bar{I} = (T^{-1} \bar{Y} T) \bar{V} \triangleq \bar{M} \bar{V} \quad (2.33)$$

onde

$$\bar{M} \triangleq (T^{-1} \bar{Y} T)$$

Se M^{-1} existe, tem-se

$$\bar{V} = (T^{-1} \bar{Y} T)^{-1} \bar{I} = (T^{-1} \bar{Z} T) \bar{I} \quad (2.34)$$

Esta equação fornece a relação desejada entre a tensão terminal e a corrente da máquina.

A seguir será obtida a expressão para a matriz \bar{M} para um sistema com n-máquinas.

A matriz \bar{Y} da rede é da forma.

$$Y = \begin{bmatrix} Y_{11} & e^{j\theta_{11}} & \dots & Y_{1n} & e^{j\theta_{1n}} \\ Y_{21} & e^{j\theta_{21}} & \dots & Y_{2n} & e^{j\theta_{2n}} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ Y_{n1} & e^{j\theta_{n1}} & \dots & Y_{nn} & e^{j\theta_{nn}} \end{bmatrix}$$

sabe-se que:

$$T = \begin{bmatrix} e^{j\delta_1} & & & & \\ & \cdot & & & \\ & & \cdot & & \\ & & & \cdot & \\ & & & & \cdot \\ & & & & & \cdot \\ & & & & & & \cdot \\ & & & & & & & \cdot \\ & & & & & & & & e^{j\delta_n} \end{bmatrix} \quad T^{-1} = \begin{bmatrix} e^{-j\delta_1} & & & & \\ & \cdot & & & \\ & & \cdot & & \\ & & & \cdot & \\ & & & & \cdot \\ & & & & & \cdot \\ & & & & & & \cdot \\ & & & & & & & \cdot \\ & & & & & & & & e^{-j\delta_n} \end{bmatrix}$$

Então

$$M = T^{-1} \bar{Y} T = \begin{bmatrix} Y_{11} e^{j\theta_{11}} & \dots & Y_{1n} e^{j(\theta_{1n} - \delta_{1n})} \\ Y_{21} e^{j(\theta_{21} - \delta_{21})} & \dots & Y_{2n} e^{j(\theta_{2n} - \delta_{2n})} \\ \dots & \dots & \dots \\ Y_{n1} e^{j(\theta_{n1} - \delta_{n1})} & \dots & Y_{nn} e^{j(\theta_{nn} - \delta_{nn})} \end{bmatrix} \quad (2.35)$$

Então, tem-se que $\bar{I} = M \bar{V}$, que é a equação fasorial que nos dá a relação entre as tensões e correntes da máquina.

Em notação fasorial $\bar{I} = M \bar{V}$

$$\begin{bmatrix} I_{q1} + j I_{d1} \\ \vdots \\ I_{qn} + j I_{dn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{11} e^{j\theta_{11}} & \dots & Y_{1n} e^{j(\theta_{1n} - \delta_{1n})} \\ \vdots & & \vdots \\ Y_{n1} e^{j(\theta_{n1} - \delta_{n1})} & \dots & Y_{nn} e^{j(\theta_{nn} - \delta_{nn})} \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} V_{q1} + j V_{d1} \\ \vdots \\ V_{qn} + j V_{dn} \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

No presente trabalho são usadas máquinas com dois tipos de representação: modelo clássico e modelo de dois eixos. Entretanto, outros modelos podem ser usados sem dificuldade.

A equação $\bar{I} = M\bar{V}$ fica o seguinte

$$\begin{bmatrix} I_{q1} + j I_{d1} \\ \vdots \\ I_{qr} + j I_{dr} \\ I_{qr+1} + j I_{dr+1} \\ \vdots \\ I_{qn} + j I_{dn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{11} e^{j\theta_{11}} & \dots & Y_{1n} e^{j(\theta_n - \delta_{1n})} \\ \vdots & & \\ Y_{r1} e^{j(\theta_r - \delta_r)} & \dots & Y_{rn} e^{j(\theta_{rn} - \delta_{rn})} \\ Y_{r+11} e^{j(\theta_{r+11} - \delta_{r+11})} & \dots & Y_{r+1n} e^{j(\theta_{r+11} - \delta_{r+11})} \\ \vdots & & \\ Y_{n1} e^{j(\theta_{n1} - \delta_{n1})} & \dots & Y_{n1} e^{j(\theta_{nn} - \delta_{nn})} \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} E_1 \\ \vdots \\ E_r \\ E_{qr+1} + j E_{dr+1} \\ \vdots \\ E_{qn} + j E_{dn} \end{bmatrix}$$

onde

r - número de máquinas representadas por modelo clássico

n - número total de máquinas

E_i - tensão interna da máquina i

De posse destas correntes, coloca-se as mesmas nas equações abaixo que representam as máquinas, fazendo assim a interligação sistema-máquina.

Equações das máquinas

1) Representadas pelo modelo clássico

$$T_{ji} \dot{\omega}_i = T_{mi} - E_i I_{qi} - D_i \omega_i$$

$$\dot{\delta}_{ji} = \omega_i - 1 \quad i = 1, \dots, r$$

2) Representadas pelo modelo de dois eixos

$$T'_{do} \dot{E}'_{qi} = -E'_{qi} - (x_{di} - x'_i) I_{di}$$

$$T'_{qo} \dot{E}'_{di} = -E'_{di} - (x_{qi} - x'_i) I_{qi}$$

$$T_{ji} \dot{\omega}_i = T_{mi} - (I_{di} + I_{qi} E'_{qi}) - D_i \omega_i$$

$$\dot{\delta}_i = \omega_i - 1 \quad i = r+1, \dots, n$$

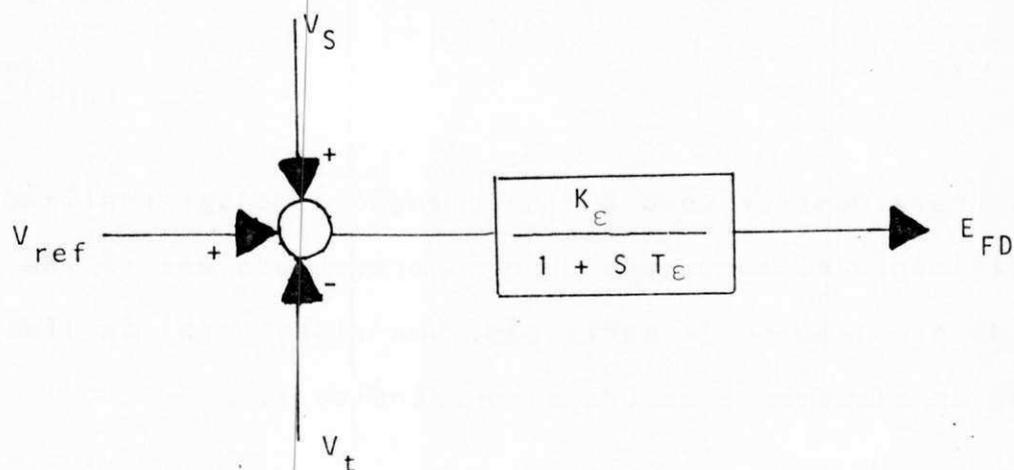
Vale salientar que se um ângulo é tomado como referência, reduz-se de um a ordem do sistema.

$$\delta_{1i} = \delta_1 - \delta_i, \quad \text{onde } i = 1, n$$

Foram assim desenvolvidas as equações necessárias para interligação do sistema de múltiplas máquinas com a rede. O modelo do sistema de potência será obtido com a inclusão do modelo do sistema de excitação e do modelo do regulador de velocidade em cada máquina.

2.4 - Representação do sistema de Excitação

O sistema de excitação/regulador de tensão será representado por um modelo simplificado de um regulador estático, conforme figura 2.4.



Figura_2.4 - Modelo simplificado de um regulador

2.5 - Linearização Numérica do Modelo

A linearização de um sistema de grande dimensão, contendo muitas máquinas com sistemas de excitação, reguladores de velocidade, cargas etc. é uma tarefa que envolve muito trabalho e se não forem usadas técnicas eficientes podem resultar muitos erros.

É evidente que a linearização de um grande sistema é bastante trabalhosa e sujeita a erros. Porém, usando o método de linearização numérica (F.P. de Mello e outros, 1980) que será apresentado em seguida é verificado que será obtido uma linearização rápida e precisa devido à sua fácil implementação no computador digital.

Afirma-se então que a linearização numérica é feita com rapidez e confiabilidade num computador digital. No caso particular, o interesse é pela obtenção da linearização do sistema na forma:

$$\dot{X} = AX \quad (2.41)$$

Para mostrar como a linearização pode ser realizada com a utilização do computador, será apresentado uma rápida visão do problema de linearização. Uma visão geral da linearização de sistemas é mostrada no apêndice 1.

Considere que o sistema não linear seja representado

por um conjunto de n equações diferenciais de primeira ordem, na seguinte forma:

$$\dot{X} = F(X) \quad (2.42)$$

onde X é o vetor de estado de ordem n e $F(X)$ é um vetor de n funções não lineares de X . Assim,

$$X = [x_1, x_2, \dots, x_n]^T$$

$$\dot{X} = [\dot{x}_1, \dot{x}_2, \dots, \dot{x}_n]^T$$

$$F(X) = [f_1(x) \dots, f_n(x)]^T$$

Seja $\dot{X}^0 = F(X^0)$ o ponto de operação do sistema.

Desenvolvendo $F(X)$ em série de Taylor e desprezando os termos de ordens superiores a um, tem-se

$$F(X) = F(X^0) + \begin{bmatrix} \left. \frac{\delta f_1}{\delta x_1} \right|_0 (x_1 - x_1^0) + \dots + \left. \frac{\delta f_1}{\delta x_n} \right|_0 (x_n - x_n^0) \\ \dots \\ \left. \frac{\delta f_n}{\delta x_1} \right|_0 (x_1 - x_1^0) + \dots + \left. \frac{\delta f_n}{\delta x_n} \right|_0 (x_n - x_n^0) \end{bmatrix}$$

(2.43)

ou

$$F(X) = F(X^0) + J \Delta X$$

onde

$$\Delta X = \begin{bmatrix} X_1 - X_1^0 \\ \vdots \\ X_n - X_n^0 \end{bmatrix} \quad J = \begin{bmatrix} \frac{\delta f_1}{\delta x_1} & \dots & \frac{\delta f_1}{\delta x_n} \\ \vdots & \dots & \vdots \\ \frac{\delta f_n}{\delta x_1} & \dots & \frac{\delta f_n}{\delta x_n} \end{bmatrix}^0$$

e $[.]^0$ na matriz J indica que a matriz Jacobiana deve ser calculada no ponto de operação do sistema.

Substituindo (2.43) em (2.42) tem-se:

$$\dot{X} - F(X^0) = J \Delta X \quad (2.44)$$

ou

$$\Delta \dot{X} = J \Delta X$$

que é a representação do sistema na forma incremental (2.41)

onde $A = J$.

Numericamente essa matriz A pode ser construída do seguinte modo:

- i) Determine a partir do sistema não linear o vetor de estado de operação em equilíbrio X^0 . Esse resultado é obtido no sistema quando $\dot{X} = 0$. Sendo assim, $F(X^0) = 0$.
- ii) Tome $i = 1$
- iii) Perturbe o i -ésimo elemento de X^0 , substituindo x_1^0 por $x_i^0 + \Delta x_i$ com Δx_i suficientemente pequeno. A seguir determine $F(x_i)$, onde

$$x_i = [x_1^0 \dots x_i^0 + \Delta x_i \dots x_n^0]^T.$$
- iv) Divida todos os elementos de $F(x_i)$ por Δx_i para formar a i -ésima coluna de A .
- v) Tome $i = i + 1$ e repita os passos de (iii) a (iv) até que $i = n$.

Melhores técnicas de diferenciação numérica podem ser utilizadas no procedimento, quando necessário.

A matriz A do sistema (2.41) linearizado reduzido pode ser desmembrada em

$$A = A^1 + A^2$$

onde

$$A^1 = \text{bloco diagonal } (A_{11}^1 \quad A_{22}^2 \quad A_{33}^3 \quad \dots) \quad (2.45)$$

3

TÉCNICAS UTILIZADAS PARA SELEÇÃO DAS MÁQUINAS

3.1 - Introdução

O problema de projeto de um estabilizador de sistema de potência (ESP) para uma determinada máquina tem sido um campo de pesquisa e de aplicação prática por muitos engenheiros nesses últimos anos. Todavia, num sistema de potência de múltiplas máquinas não são facilmente conhecidas as máquinas onde os sinais adicionais são mais eficientes.

A aplicação ótima de estabilizadores é um problema bem definido e de fácil tratamento pela teoria de controle quando a instabilidade é claramente identificada com uma máquina ou um grupo de máquinas, todavia a identificação dessas máquinas pode não ser fácil.

Cada máquina ou grupo de máquinas tem um efeito predominante em um ou mais modos de oscilação. Então, provendo-se

amortecimento em uma determinada unidade ocasionará um efeito predominante nos modos particulares de oscilação.

Neste capítulo são apresentados três diferentes procedimentos para selecionar as máquinas a serem equipadas com estabilizador. A ideia geral destas técnicas consiste em selecionar as máquinas onde os estabilizadores são mais eficazes, isto é, as máquinas mais sensíveis à ação do sinal estabilizador para controlar os modos eletromecânicos críticos.

Para utilização dos procedimentos das técnicas que serão apresentadas a seguir, a equação de oscilação de cada máquina deve ser provida de amortecimento do tipo D , onde o fator D , caso não seja conhecido, deve ser arbitrado. Sem esse amortecimento pode resultar autovalores mal condicionados.

A técnica de F.P. de Mello e outros (1980) tem a restrição das máquinas serem representadas por modelos pouco realísticos, já que são representadas apenas pelas equações de oscilação. A técnica de Jordan tem também uma inconveniência que é o grande esforço e memória computacional envolvidas. Entretanto a técnica sequencial Modal, que é a principal contribuição deste trabalho e que supera as duas citadas anteriormente no que diz respeito às restrições de cada uma individualmente, é uma técnica confiável e de fácil implementação.

3.2 - Técnica de F.P. de Mello

3.2.1 - Introdução

O procedimento utilizado por F.P. de Mello e outros (1980) utiliza as máquinas representadas pelo modelo clássico, onde somente as equações de oscilação são levadas em consideração. Somente a matriz A do modelo linearizado é utilizada. Esta matriz A do modelo completo é reduzida após a linearização, para conter somente as linhas e colunas associadas com ângulos de torque e velocidades angulares das máquinas. Assim são eliminadas do modelo todos os modos associados com os enrolamentos do rotor, sistemas de excitação, etc. Considerando que as variáveis de estado são (pela ordem) $\omega_1, \delta_1, \omega_2, \delta_2, \dots$, as matrizes A_{ii}^1 de (2.45) são do tipo

$$A_{ii}^1 = \begin{bmatrix} -\alpha_i & -\beta_i \\ \gamma_i & 0 \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

Os autores mencionados assumem que os modos de oscilação com pouco amortecimento, que interessam ao problema, são associados às equações de oscilação e que os modos não representados no modelo já são bem amortecidos. A principal razão para utilização de um modelo tão simplificado é a possibilidade de aplicação do procedimento em sistemas de grande porte.

3.2.2 - Determinação das localizações dos Estabilizadores

a) Ideia Geral

Para seleção das máquinas onde os sinais estabilizadores serão aplicados, será utilizado o modelo linearizado e reduzido. Este modelo reduzido contém os modos de oscilação com pouco amortecimento que interessam ao problema.

Como os efeitos dos enrolamentos amortecedores nas máquinas (não consideradas no modelo reduzido) proporcionam amortecimento para as oscilações de frequências mais altas e porque as instabilidades dinâmicas estão geralmente associados aos modos de menores frequências, os estabilizadores são necessários, principalmente, nas máquinas onde os sinais estabilizadores tenham os maiores efeitos sobre os modos de frequências mais baixas (F.P. de Melo e outros).

O procedimento aqui apresentado consiste de três etapas que serão melhores apresentadas abaixo, que em síntese são os seguintes: Na primeira determinam-se os autovetores relacionados com os autovalores de menor parte imaginária e relacionam-se as variáveis de estado do sistema com as componentes dos autovetores, tomando o valor absoluto da componente como sendo uma medida dessa relação. Na segunda é introduzida uma realimentação artificial no sistema para verificar em cada máquina a influência do sinal estabilizante

sobre esses modos de baixa frequência. Concluída essas duas etapas que são independentes uma da outra, pode-se selecionar as máquinas onde os sinais estabilizadores devem ser aplicados. A terceira e última etapa consiste na simulação do sistema não linear, incluindo os estabilizadores para comprovar a eficácia da seleção.

b) Identificação das Máquinas mais relacionadas com os Modos de Baixa Frequência

Os autovetores são usados para associar um grupo de variáveis de estado e os autovalores da matriz A do sistema. Assim, conhecendo-se as variáveis de estado mais relacionados com a i -ésima componente do autovetor e que o valor absoluto dessa componente, quando comparada com os valores absolutos das demais componentes do mesmo autovetor, indica o maior ou menor grau de relação existente entre o autovalor associada ao autovetor e a variável de estado.

Os passos para identificação das máquinas são os seguintes:

- 1- Obtenção dos autovalores da matriz A ;
- 2- Obtenção dos autovetores associados aos autovalores complexos do sistema com menores partes imaginárias.
- 3- Os componentes dos autovetores com maiores valores absolutos são destacados, e é fei-

ta uma associação destas com as variáveis de estado do sistema;

- 4- Conhecendo as variáveis de estado mais relacionadas com os autovalores de baixa frequência, as máquinas são identificadas.

F.P. de Mello e outros (1980) usam apenas as componentes dos autovetores associadas aos ângulos de torque das máquinas, porém foi verificado neste trabalho presente que se chega à mesma conclusão, seja levado em conta a componente da velocidade angular ou do ângulo de torque, pois ambos nos fornecem a mesma seleção de máquinas.

c) Verificação da Eficácia do Sinal Estabilizador nas máquinas identificadas.

Depois de selecionada a máquina síncrona, é introduzido no seu sistema de excitação um sinal estabilizador. Para verificar a influência deste sinal, F.P. de Mello e outros (1980) sugerem uma maneira artificial de apresentar no modelo reduzido um sinal que pode servir para medir indiretamente a eficácia do sinal estabilizador na máquina.

É assumido que o efeito do estabilizador devidamente ajustado é produzir perturbações no fluxo concatenado, E'_q , gerando sinais de torque em fase com as variações de velocidade do eixo. Estes sinais de torque vão contribuir para aumentar o amortecimento da máquina.

A eficácia de um sinal estabilizador numa determinada máquina pode ser medida pela sensibilidade da parte real do autovalor à ação de um ganho g_i , contribuindo para variar o fator de amortecimento D_i da máquina. Isto é, equivalente a representar a matriz A_{ii}^1 da expressão (3.1)

$$\text{por } A_{ii}^1 = \begin{bmatrix} -g_i \alpha_i & -\beta_i \\ \gamma_i & 0 \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

A eficiência do sinal estabilizador na i -ésima máquina pode ser verificada com a atribuição de um valor não nulo ao ganho g_i . Isto deve ser feito em todas as máquinas identificadas, mas tomando uma só máquina de cada vez, e verificando as variações nos autovalores de baixa frequência.

Embora o efeito mais desejável do estabilizador seja nas partes reais dos autovalores, F.P. de Mello e outros (1980) preferem utilizar para verificar este efeito, um fator que leva em consideração também a parte imaginária do autovalor. Este fator é denominado "decremento logarítmico", definido por

$$\text{Log. dec.} = \left[\frac{2\pi\tau}{\omega} \right],$$

onde τ e ω são as partes real e imaginária do autovalor, respectivamente.

Medindo as variações do Log. dec com a introdução dos ganhos g_i pode-se verificar a eficácia do estabilizador.

d) Procedimento para Seleção das Máquinas a serem equipadas com ESP pela Técnica de F.P. de Melo e outros

1- Obtenção dos autovalores do sistema reduzido e seleção dos autovalores complexos com menores partes imaginárias.

2- Identificação das máquinas mais relacionados com os modos de baixa frequência, de acordo com o item b da presente seção.

3- Para cada uma dessas máquinas identificadas, atribua um ganho g_i (um de cada vez) na matriz A_{ij} , como representada em (3.2) e verifique as variações do Log. dec. em cada um dos autovalores selecionados no passo 1.

F.P. de Mello e outros (1980) recomendam tomar $g_i = 10$ para todos as máquinas.

Observe que grande variação no Log. dec. significa grande efeito do sinal estabilizador no autovalor.

4- Para cada par de autovalores, pode-se selecionar uma (ou mais) máquina onde a variação

do Log. dec é apreciavelmente maior que nas demais. Da análise dos resultados para os autovaleores complexos em estudo, as máquinas que deverão ser equipadas com ESP são selecionadas.

- 5- Simulação do modelo não linear completo (incluindo os ESP devidamente ajustados) submetidos a perturbações específicas, com a finalidade de verificar se a seleção foi satisfatória.

3.2.3 - Principais Vantagens e Limitações deste procedimento

a) Principais vantagens

- O procedimento pode ser aplicado a grandes sistemas interligados.
- A memória e o tempo computacional envolvidos são pequenos, devido à utilização de um modelo de ordem reduzida.

b) Principais limitações

- A utilização de um modelo simplificado onde o sistema de excitação não é representado pode não apresentar resulta

do Log. dec é apreciavelmente maior que nas demais. Da análise dos resultados para os autovaleores complexos em estudo, as máquinas que deverão ser equipadas com ESP são selecionadas.

- 5- Simulação do modelo não linear completo (incluindo os ESP devidamente ajustados) submetidos a perturbações específicas, com a finalidade de verificar se a seleção foi satisfatória.

3.2.3 - Principais Vantagens e Limitações deste procedimento

a) Principais vantagens

- O procedimento pode ser aplicado a grandes sistemas interligados.
- A memória e o tempo computacional envolvidos são pequenos, devido à utilização de um modelo de ordem reduzida.

b) Principais limitações

- A utilização de um modelo simplificado onde o sistema de excitação não é representado pode não apresentar resulta

3.3 - Técnica por Redução a forma de Jordan

3.3.1 - Introdução

Sabendo que as limitações da técnica de F.P. de Mello e outros (1980) ocorrem porque as máquinas são representadas pelo modelo clássico, conclui-se pela necessidade de apresentar uma outra técnica sugerida, que é a Técnica por Redução a forma de Jordan, na qual a máquina tem uma representação mais realística que inclui sistema de excitação.

O método apresentado a seguir é sugerido por Lal e Fleming (1980), baseado em Porter e Crossley (1972) e pode ser aplicado em modelos que incluam os sistemas de excitação, com as máquinas representadas por modelos mais realísticos.

3.3.2 - Determinação da Localização dos Estabilizadores

a) Idéia Geral

Assume-se que o sistema completo, após linearização, seja representado na forma

$$\dot{X} = AX + BU \quad (3.3)$$

onde X é o vetor de estado de ordem n , U é o vetor de entrada de controle (entradas dos sinais estabilizadores) de ordem m , A e B são matrizes constantes de dimensões apropriadas.

Sendo M a matriz modal do sistema, por uma transformação de similaridade, $X = MZ$, o sistema (3.3) é transformado para a forma de Jordan

$$\dot{Z} = \bar{A}Z + \bar{B}U \quad (3.4)$$

$$\text{onde: } \bar{A} = M^{-1} A M$$

$$\bar{B} = M^{-1} B$$

$$Z = [Z_1, Z_2, \dots, Z_n]^T$$

Assumindo que os autovalores de A são distintos, então

$$\bar{A} = \text{diag} (\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n) \quad (3.5)$$

onde: $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n$ são os autovalores da matriz A

A matriz \bar{B} é representada por:

$$\bar{B} = \begin{bmatrix} \bar{b}_{11} & \bar{b}_{12} & \dots & \bar{b}_{1m} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \bar{b}_{n1} & \bar{b}_{n2} & \dots & \bar{b}_{nn} \end{bmatrix}$$

São feitas simulações do modelo não linear completo (incluindo os ESP nas máquinas selecionadas) quando submetidos a perturbações específicas para verificar se a seleção foi satisfatória.

c) Procedimento para seleção das Máquinas a serem equipadas com ESP pela Técnica de Redução à Forma de Jordan

- 1- Obtenção dos autovalores do sistema e dos autovetores correspondentes
- 2- Construção da matriz Modal do sistema (M)
- 3- Inversão da matriz Modal do sistema (M^{-1})
- 4- Através da transformação de similaridade $X=MZ$, o sistema é transformado para a forma de Jordan $\dot{Z} = \bar{A}Z + \bar{B}U$.
- 5- Identificação dos autovalores críticos.
- 6- Identificação das máquinas, cujas entradas U_k são determinadas pela análise da matriz \bar{B} , onde $|\bar{b}_{ik}| > |\bar{b}_{ij}|$ para todos os j referentes a linha i equivalente aos autovalores críticos. As k -ésimas máquinas selecionadas serão aquelas cujas entradas U_k foram selecionadas para controlar os autovalores mais críticos.
- 7- Depois de selecionadas as máquinas, e com os ESP adequadamente ajustados, são feitas

São feitas simulações do modelo não linear completo (incluindo os ESP nas máquinas selecionadas) quando submetidos a perturbações específicas para verificar se a seleção foi satisfatória.

c) Procedimento para seleção das Máquinas a serem equipadas com ESP pela Técnica de Redução à Forma de Jordan

- 1- Obtenção dos autovalores do sistema e dos autovetores correspondentes
- 2- Construção da matriz Modal do sistema (M)
- 3- Inversão da matriz Modal do sistema (M^{-1})
- 4- Através da transformação de similaridade $X=MZ$, o sistema é transformado para a forma de Jordan $\dot{Z} = \bar{A}Z + \bar{B}U$.
- 5- Identificação dos autovalores críticos.
- 6- Identificação das máquinas, cujas entradas U_k são determinadas pela análise da matriz \bar{B} , onde $|\bar{b}_{ik}| > |\bar{b}_{ij}|$ para todos os j referentes a linha i equivalente aos autovalores críticos. As k -ésimas máquinas selecionadas serão aquelas cujas entradas U_k foram selecionadas para controlar os autovalores mais críticos.
- 7- Depois de selecionadas as máquinas, e com os ESP adequadamente ajustados, são feitas

simulações do modelo submetido a pequenas perturbações para verificar a eficácia da seleção.

3.3.3 - Principais vantagens e limitações do Procedimento

a) Principais vantagens

- Pode ser aplicado a modelos complexos, incluindo sistemas de excitação.
- Com o sistema transformado para forma de Jordan, a seleção da máquina mais eficaz para controlar um determinado autovalor é imediata.

b) Principais limitações

- A transformação de similaridade não deve ser aplicada a sistemas de grandes dimensões, devido a problemas de memória envolvida e erros computacionais resultantes.
- Se o sistema tem autovalores iguais ou ligeiramente diferentes a análise modal pode apresentar instabilidade numérica.

simulações do modelo submetido a pequenas perturbações para verificar a eficácia da seleção.

3.3.3 - Principais vantagens e limitações do Procedimento

a) Principais vantagens

- Pode ser aplicado a modelos complexos, incluindo sistemas de excitação.
- Com o sistema transformado para forma de Jordan, a seleção da máquina mais eficaz para controlar um determinado autovalor é imediata.

b) Principais limitações

- A transformação de similaridade não deve ser aplicada a sistemas de grandes dimensões, devido a problemas de memória envolvida e erros computacionais resultantes.
- Se o sistema tem autovalores iguais ou ligeiramente diferentes a análise modal pode apresentar instabilidade numérica.

3.4.2 - Conceitos básicos da Técnica Sequencial Modal

a) Modelo do sistema de Múltiplas Máquinas após linearização

O sistema de potência é composto de N unidades (máquinas e reguladores interligados).

O modelo do sistema após linearização em torno de um ponto de operação é representado na forma

$$\dot{X} = A_k X_k + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq k}}^N A_{kj} X_j + B_k U_k \quad (3.6)$$

$$j \text{ e } k = 1, 2, \dots, N$$

onde

$$X_k = [\omega_k, \delta_k, X_{Ek}^T, X_{RK}^T]^T$$

é um vetor denotando as variações incrementais das variáveis de estado da K-ésima unidade, onde ω_k e δ_k são as variáveis associadas à equação de oscilação, X_{Ek} são as variáveis que dependem do modelo de máquina utilizada e X_{RK} são as variáveis do sistema de excitação e do regulador de velocidade da máquina. U_k é a entrada de controle da excitatriz da máquina K. (A_k, B_k) representa a K-ésima unidade e A_{kj} representa a interligação com a i-ésima máquina.

O sistema de múltiplas máquinas completo pode ser representado por:

$$\dot{X} = AX + BU \quad (3.7)$$

onde

$$X^T = [X_1^T, X_2^T, \dots, X_n^T] \quad e$$

X é o vetor de estado de ordem n

$$U^T = [U_1, U_2, \dots, U_n]$$

$$B = \text{diag} [B_1, B_2, \dots, B_n]$$

O modelo (3.7) é obtido por linearização numérica do sistema de potência não linear, incluindo todas as máquinas, reguladores, cargas, etc, representado no espaço de estado. A linearização é realizada por técnicas de perturbação num computador digital.

b) A resposta do Sistema Livre

No sistema (3.7), considerando as entradas nulas, tem-se o sistema livre, representado por:

$$\dot{X} = AX \quad (3.8)$$

Assume-se que os autovalores de A são distintos.

O autovetor à direita g_i e o autovetor à esquerda v_i associados ao autovalor λ_i da matriz A são definidos respectivamente por:

$$A g_i = \lambda_i g_i \quad (3.9)$$

e

$$v_i^T A = \lambda_i v_i^T \quad (3.10)$$

Pode-se demonstrar que:

$$v_i^T g_j = 0 \quad \text{se} \quad i \neq j$$

$$v_i^T g_j \neq 0 \quad \text{se} \quad i = j \quad (3.11)$$

Sejam formadas as seguintes matrizes modais

$$G = [g_1 \quad \vdots \quad g_2 \quad \vdots \quad \dots \quad \vdots \quad g_n]$$

e

$$V^T = \begin{bmatrix} v_1^T \\ v_2^T \\ \vdots \\ v_n^T \end{bmatrix}$$

Assume-se neste trabalho que os autovetores são normalizados de modo que $v_i^T g_i = 1$, logo

$$V^T = G^{-1} \quad (3.12)$$

Observe que um grupo de $r \leq n$ pares de autovetores ortonormais g_i e v_i ($i = 1, 2, \dots, r$) pode ser obtido sem inversão da matriz.

A resposta do sistema livre (3.8), supondo $Y = X$, é dada por:

$$x(t) = e^{At} x(0) \quad (3.13)$$

Sabe-se que, por uma transformação de similaridade

$$e^{At} = G^{-1} e^{\Lambda t} G \quad (3.14)$$

onde

$$e^{\Lambda t} = \text{diag.} (e^{\lambda_1 t}, e^{\lambda_2 t}, \dots, e^{\lambda_n t})$$

Substituindo (3.12) em (3.14) obtém-se:

$$e^{At} = G e^{\Lambda t} V^T \quad (3.15)$$

Substituindo (3.15) em (3.13), resulta

$$X(t) = \left[\sum_{i=1}^n g_i v_i^T e^{\lambda_i t} \right] X(0) \quad (3.16)$$

que é a resposta do sistema livre representado por uma soma de termos modais.

Observe que $g_i v_i^T$ é uma matriz $n \times n$ de posto unitário, que depende da estrutura da matriz A .

c) Uma nova medida da ação estabilizante

Da expressão (3.16) verifica-se que não só o autovalor λ_i , mas também $g_i v_i^T$ tem influência na contribuição do modo $e^{\lambda_i t}$ na resposta do sistema livre. Essa contribuição é dada por $g_i v_i^T e^{\lambda_i t} X(0)$.

Seja definido o "fator de contribuição do i -ésimo modo na amplitude e no amortecimento da resposta do sistema livre" por

$$f_i \triangleq \left\| g_i v_i^T \right\| e^{(R_e \lambda_i) t} \quad (3.17)$$

onde $\| \cdot \|$ indica norma e $R_e \lambda_i$ é a parte real de λ_i .

Seja definido o "tempo de maior influência do i -ésimo modo na resposta do sistema livre" por t_{f_i} , que é o intervalo de tempo necessário para que $f_i = \epsilon$, onde ϵ

tem um valor positivo, suficientemente pequeno.

Da expressão (3.17), obtém-se

$$\| g_i v_i^T \| e^{(R_e \lambda_i) t_{fi}} = \varepsilon$$

logo

$$t_{fi} = - \frac{\ln \left(\frac{\| g_i v_i^T \|}{\varepsilon} \right)}{R_e \lambda_i} \quad (3.18)$$

Para autovalores com partes reais negativas, verifica-se que, para $t > t_{fi}$, a contribuição do modo $e^{\lambda_i t}$ na amplitude de $\| x(t) \|$ é menor que $\varepsilon \| x(0) \|$ e que $t_{fi} > 0$.

É fácil concluir que t_{fi} pode ser usado para verificar a eficácia da ação estabilizante aplicada numa certa máquina. Com essa idéia, não são a parte real do autovalor, mas sim toda a contribuição do modo na resposta está sendo levada em consideração.

Aqui entende-se por "ação estabilizante", um sinal proveniente do estabilizador ou do termo de amortecimento da equação de oscilação da máquina $(D_k \omega_k)$. Entretanto, somente perturbações do fator de amortecimento serão usados para verificar variações da ação estabilizante.

Será definido a "medida do efeito no i -ésimo modo da ação estabilizante na k -ésima máquina", por

$$M_k^i = \frac{\Delta t_{fi}}{\Delta D_k} \quad (3.19)$$

Isso representa uma medida de sensibilidade de t_{fi} para variação do fator de amortecimento na k -ésima máquina.

3.4.3 - Determinação da localização dos estabilizadores

a) Idéia Geral

Esta é uma técnica que usa um modelo de máquina mais realístico, incluindo sistema de excitação.

Esta nova técnica não usa só a parte real do autovalor, e sim toda a contribuição do modo na resposta é levada em consideração. A técnica é sequencial.

O procedimento para seleção das máquinas a serem equipadas com ESP usando esta técnica consiste de diversas etapas que serão melhor apresentadas a seguir, mais em resumo consistem da identificação dos modos eletromecânicos críticos e da seleção das máquinas mais relacionadas com estes modos, vindo a seguir a identificação da melhor máquina para aplicação de um estabilizador e depois a introdução do estabilizador devidamente ajustado na unidade geradora esco-

lhida e finalmente depois de aplicado o estabilizador são repetidos alguns destes passos nesta ordem mostrada para identificar a próxima máquina a ser equipada com ESP.

b) Identificação dos Modos Eletromecânicos Críticos

Sabe-se que os modos de interesse para o problema de estabilização de máquinas síncronas são os relacionados com as equações de oscilação das máquinas, denominados modos eletromecânicos. Como os enrolamentos amortecedores das máquinas proporcionam amortecimento para as oscilações de frequência mais altas e porque as instabilidades dinâmicas são geralmente associadas aos modos de menores frequências de oscilação, conclui-se que os modos críticos são os modos eletromecânicos de baixas frequências (F.P. de Mello e outros, 1980).

Como o sistema conta com outras equações dinâmicas, além das equações de oscilação, há necessidade de identificar os modos eletromecânicos e desses selecionar os de baixas frequências. A identificação desses modos é feita com a utilização de autovetores à esquerda e a direita (I, J, Perez-Arriaga e outros, 1982) conforme será visto a seguir.

Seja definido um vetor de participação

$L_i = [L_i^1, L_i^2 \dots L_i^n]^T$ associado ao autovalor λ_i , onde:

$$L_i^j = | g_i^j \ v_i^j | \quad (3.20)$$

é o j-ésimo elemento do vetor L_i e $g_i^j \ v_i^j$ é o produto das j-ésimos elementos dos autovetores à direita e à esquerda associados ao autovalor λ_i e $|\cdot|$ indica valor absoluto. O valor de L_i^j é tomado como uma medida da participação relativa da j-ésima variável de estado no i-ésimo modo e vice-versa (I.J. Perez-Arriaga e outros, 1982).

Então, para os modos eletromecânicos ocorrem grandes valores relativos de L_i^j para as variáveis ω e δ de uma das máquinas, que são as variáveis de estado da equação de oscilação da máquina. Observe que não se deve preocupar com os autovalores reais.

c) Seleção das Máquinas mais fortemente associadas com os modos eletromecânicos críticos

Com os elementos dos vetores de participação associados aos modos eletromecânicos de baixas frequências é possível identificar um grupo de máquinas síncronas mais fortemente associadas a esses modos. Isso é feito pela associação das variáveis δ_j e (ou) ω_j onde ocorrem os maiores L_i^j com as máquinas que têm as equações de oscilação que ori-

ginaram δ_j e (ou) ω_j . Essas máquinas são selecionadas para uma análise mais acurada.

Somente no grupo de máquinas aqui selecionado será verificada a medida do efeito de ação estabilizante (M_k^i), diminuindo significativamente o esforço computacional. As outras máquinas não selecionadas nesse passo do procedimento podem ser representadas por modelos simples ou, em casos de sistemas de grande porte, por um modelo equivalente.

d) Identificação da Melhor máquina para Estabilização

Uma só máquina é identificada de cada vez. Este passo consiste em verificar inicialmente o valor de t_{fi} para o modo de menor frequência e para um determinado valor do fator de amortecimento (por exemplo $D_k=0$ em todas as máquinas) e a seguir tomar um fator D_k maior que o original em uma determinada máquina, deixando os demais fatores de amortecimento constantes, e verificando a medida do efeito do modo pela expressão (3.18). Isso deve ser feito para todas as máquinas selecionadas no item b. A máquina que apresenta M_k^i com maior valor absoluto é a mais eficaz para aplicação do estabilizador com a finalidade de diminuir o efeito (amortecimento e amplitude) do modo eletromecânico de menor frequência na resposta.

e) Aplicação e ajustagem de parâmetros do estabilizador

A máquina identificada em (c) é equipada com um estabilizador. Modelos realísticos de estabilizadores podem ser utilizados, entretanto para tornar mais rápido o procedimento optou-se nesta fase pelo estabilizador da figura 3.1.

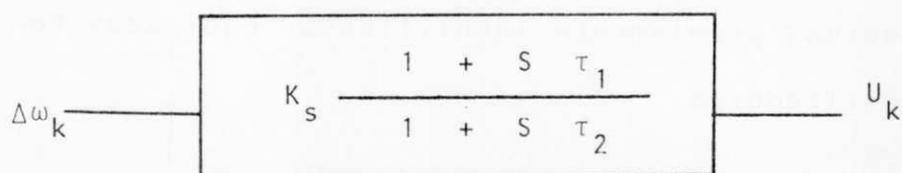


Figura 3.1 - Modelo do estabilizador usado

O parâmetro τ_2 é mantido constante e K_s e τ_1 são ajustados para minimizar

$$J = t_{fi}$$

sujeito a $\max (R_e \lambda_j) < -\alpha$, $j = 1, 2, \dots, n$

$$K_{smin} \leq K_s \leq K_{smax}$$

$$\delta_{1min} \leq \delta_1 \leq \delta_{1max}$$

A otimização é realizada utilizando o método de busca direta de Hooke e Jeeves e técnicas de função de penalidade (Gottfried e Weisman, 1973)

f) Estabilização de outra máquina

Os passos (c) e (d) são repetidas para o seguinte modo de menor frequência, lembrando que a continuação do processo de identificação é feita considerando as máquinas previamente identificadas equipadas com os seus estabilizadores.

g) Procedimento da seleção das máquinas a serem equipadas com ESP pela Técnica Sequencial Modal

- 1- Identificação dos modos eletromecânicos críticos
- 2- Seleção das máquinas mais fortemente associadas com os modos eletromecânicos críticos
- 3- Identificação da melhor unidade para aplicação de um estabilizador com a finalidade de amortecer o modo mais crítico
- 4- Introdução do estabilizador na unidade identificada e ajustagem dos seus parâmetros. A ajustagem é realizada visando

a minimização do efeito dos modos eletromecânicos críticos. A seguir o sistema com o estabilizador ajustado é simulado para verificação de sua eficácia.

- 5- Com os estabilizadores já aplicados, repetir os passos 3 e 4 acima, para identificar a próxima unidade a ser equipada com estabilizador, considerando o modo crítico seguinte. Esta etapa só se faz necessário se os resultados da simulação da etapa 4 não forem satisfatórios.

3.4.4 - Principais vantagens e limitações deste procedimento

a) Principais vantagens

- O procedimento pode ser aplicado a sistemas de grande porte;
- A máquina pode ser representada por modelos complexos, incluindo sistemas de excitação.
- Leva em conta todos os efeitos dos modos de oscilação eletromecânicos na resposta do sistema livre.

b) Principais limitações

- O procedimento exige mais memória e esforço computacionais que a técnica de F.P. de Mello e outros (1980).

4

APLICAÇÃO EM UM SISTEMA DE POTÊNCIA

4.1 - Introdução

Com o objetivo de tornar mais claro os procedimentos das técnicas apresentadas, em especial o da Técnica Sequencial Modal, será apresentado e analisado um exemplo de aplicação, usando as três técnicas apresentadas no capítulo anterior.

Embora de pequeno porte, o sistema apresentado neste exemplo (três máquinas e nove barras) permite fazer uma análise dos resultados de maneira correta e promissora, abrindo espaço para aplicação da Técnica Sequencial Modal em um sistema de grande porte.

4.2 - Sistema Usado

4.2.1 - Introdução

O sistema usado como exemplo de aplicação é mostrado na figura 4.1. É um sistema composto de nove barras, três máquinas e três cargas.

A solução do fluxo de carga é mostrado na tabela 4.1 (Anderson e Fouad, 1977). O modelo do sistema de excitação usado para todas as máquinas é mostrado na figura 4.2. Os parâmetros dos geradores e dos sistemas de excitação estão na tabela 4.2.

As cargas neste trabalho são representadas por impedâncias constantes, e as máquinas síncronas são representadas pelo modelo de dois eixos, contudo na técnica sequencial após uma primeira etapa do procedimento, uma das máquinas passa a ser representada pelo modelo clássico.

Este sistema usado, embora pequeno, é suficiente para que a análise dos resultados não seja trivial e permita a ilustração de um bom número de conceitos e resultados a respeito de estabilidade, principalmente no que diz respeito a utilização destas técnicas para seleção de máquinas a serem equipadas com estabilizadores.

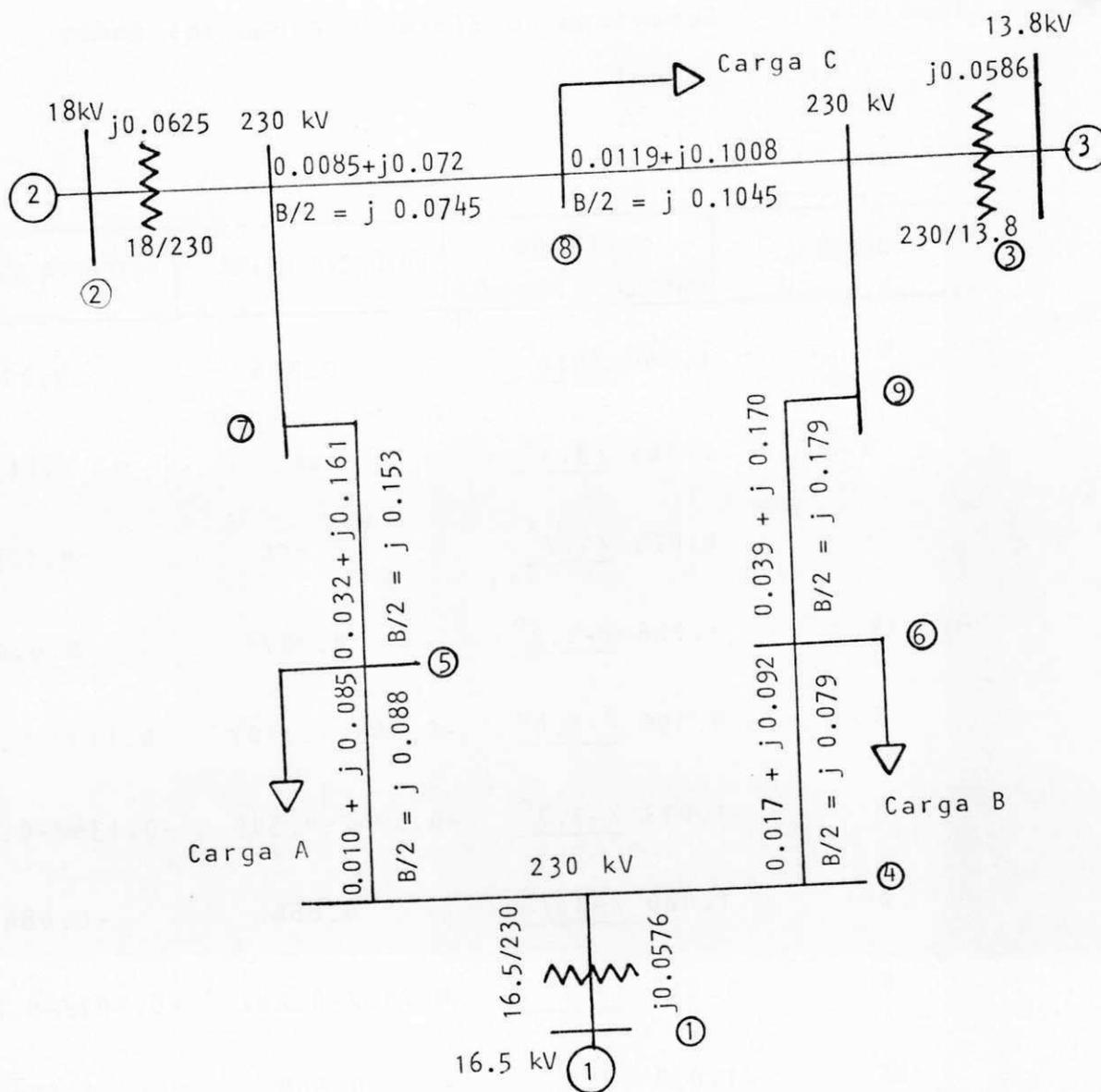


Figura 4.1 - Diagrama de impedância do sistema usado

O modelo dos sistemas de excitação utilizados para as máquinas está apresentado na figura 4.2.

Tabela 4.1 - Resultado do fluxo de carga (os dados estão em pu)

| BARRAS | TENSÃO (MÓDULO E ÂNGULO) | POTÊNCIA ATIVA | POTÊNCIA REATIVA |
|--------|-----------------------------|----------------|------------------|
| 1 | 1.040 <u>/0.0°</u> | 0.716 | 0.270 |
| 2 | 1.025 <u>/9.3°</u> | 1.630 | 0.067 |
| 3 | 1.025 <u>/4.7°</u> | 0.850 | 0.109 |
| 4 | 1.026 <u>/-2.2°</u> | 0.307 | 0.010 |
| 5 | 0.996 <u>/-4.0°</u> | -0.843/-0.407 | -0.113/-0.387 |
| 6 | 1.013 <u>/-3.7°</u> | -0.594/-0.305 | -0.134/-0.165 |
| 7 | 1.026 <u>/-3.7°</u> | 0.866 | -0.084 |
| 8 | 1.016 <u>/0.7°</u> | -0.759/-0.241 | -0.107/-0.243 |
| 9 | 1.032 <u>/2.0°</u> | 0.608 | -0.180 |
| Cargas | | | |
| A | | 1.250 | 0.500 |
| B | | 0.900 | 0.300 |
| C | | 1.000 | 0.350 |

Tabela 4.2 - Constantes das máquinas e dos sistemas de excitação

| CONSTANTES | MÁQUINA 1 | MÁQUINA 2 | MÁQUINA 3 | UNIDADE |
|---------------|-----------|-----------|-----------|---------|
| δ | 247.5 | 192,0 | 128,0 | MVA |
| V | 16.5 | 18.0 | 13.8 | kV |
| $\cos \delta$ | 1.0 | 0.85 | 0.85 | |
| H | 23.6400 | 6.4000 | 3.0100 | Seg |
| τ_j | 0.1254 | 0.0339 | 0.0159 | Seg |
| τ'_{qo} | 0.5000 | 0.5349 | 0.5999 | Seg |
| τ'_{do} | 8.9600 | 6.0000 | 5.8900 | Seg |
| X_d | 0.1460 | 0.8958 | 1.3129 | pu |
| X_q | 0.969 | 0.8645 | 1.2578 | pu |
| X | 0.0336 | 0.0521 | 0.0742 | pu |
| X'_d | 0.608 | 0.1198 | 0.1813 | pu |
| X'_q | 0.0969 | 0.1969 | 0.2500 | pu |
| K_E | 100.0 | 100.0 | 200.0 | |
| τ_E | 0.05 | 0.05 | 0.05 | Seg |

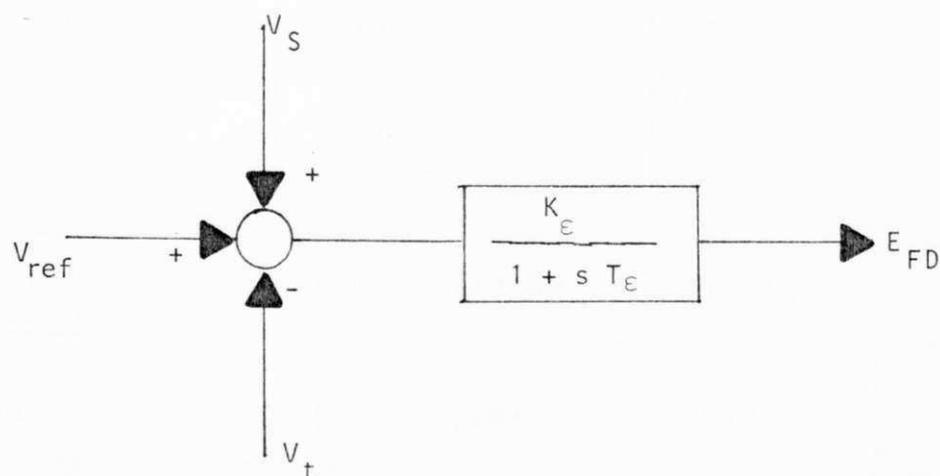


Figura 4.2 - Sistema de excitação utilizado para as máquinas

4.2.2 - Cálculo da Matriz de Admitância (\bar{Y})

A matriz de admitância é calculada de acordo com os passos abaixo.

- a) A admitância equivalente de carga é conectada entre as barras de carga e o nó referente. Nós adicionais são criados para as tensões internas dos geradores e os valores apropriados de X'_d são conectados entre estes nós e os nós internos dos geradores.
- b) Todas as impedâncias são convertidas em admitâncias.

- c) A identificação dos elementos da matriz \bar{Y} é a seguinte: \bar{Y}_{ii} é a soma de todas as admitâncias conectadas ao nó i , e \bar{Y}_{ij} é a admitância entre o nó i e o nó j .

Com o objetivo de reduzir a dimensão da matriz admitância completa, uma matriz complexa de dimensão $N_T \times N_T$, onde N_T é o número total de barras do sistema, é feita uma simplificação na rede de modo a reduzir a matriz admitância a uma matriz de dimensão $N \times N$, onde N é o número de geradores. Nesta redução são eliminados todos os nós, com exceção dos nós que tem geradores (ver Apêndice 2), ficando então para o nosso sistema a matriz admitância reduzida a uma dimensão de (3x3) já que só temos 3 geradores no sistema.

A matriz reduzida é dada por:

$$\bar{Y}_{red} = Y_{nn} - Y_{nr} Y_{rr}^{-1} Y_{rn} \quad (4.1)$$

onde

$$\bar{Y} = \begin{bmatrix} Y_{nn} & Y_{nr} \\ Y_{rn} & Y_{rr} \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} n = \text{n}^\circ \text{ de nós de geração} \\ r = \text{n}^\circ \text{ de outros nós} \end{array}$$

As matrizes de Admitância Completa e Reduzida são mostradas nas tabelas 4.3 e 4.4 respectivamente.

Tabela 4.3 - Matriz de admitância completa

| BARRA (Nº) | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 |
|---------------|--------|--------|--------|--------------|-------------|--------------|--------------|-------------|-------------|
| 1 | -j8,44 | | | j8,44 | | | | | |
| 2 | | -j4,17 | | | | | j5,48 | | |
| 3 | | | -j4,17 | | | | | | j14,7 |
| 4 | | | | 3.31-j30,39 | 1.36+j11.60 | -1,94+j10,51 | | | |
| 5 | | | | -1.36+j11.60 | 3.81-j17,84 | | -1,19+5,07 | | |
| 6 | | | | -1.94+j10.51 | | 4.10-j16,13 | | | -1,28+j5.59 |
| 7 | | | | | -1.19+j5.97 | | 2,80-j24,93 | -1.62+13,70 | |
| 8 | | | | | | | -1.62+j13,70 | 3,74-j23,64 | 1.15+j9,78 |
| 9 | | | | | | | | 1.15+j9,78 | 2,44-j19,26 |

Tabela 4.4 - Matriz Admitância Reduzida

| BARRA (NÓ) | 1 | 2 | 3 |
|------------|---------------|---------------|---------------|
| 1 | 0.85 - j 2,99 | 0.29 + j 1,51 | 0,21 + j 1,23 |
| 2 | 0.29 + j 1,51 | 0.92 - j 2,72 | 0,21 + j 1,09 |
| 3 | 0,21 + j 1,23 | 0,21 + j 1,09 | 0,28 - j 2,37 |

4.2.3 - Condições iniciais

Todo o sistema é convertido a uma base comum de 100 MVA.

As cargas são convertidas em impedância ou admitância equivalente. Os dados necessários para este passo são obtidos no fluxo de carga. Assim uma certa barra tem uma tensão \bar{V}_L , potência ativa P_L , potência reativa Q_L e corrente \bar{I}_L circulante, tem-se então

$$\bar{Y}_L = G_L + j B_L \quad (4.2)$$

$$P_L + j Q_L = \bar{V}_L \bar{I}_L^* = \bar{V}_L [\bar{V}_L^* (G_L - j B_L)] = V_L^2 (G_L - j B_L) \quad (4.3)$$

A admitância equivalente será

$$\bar{Y}_L = \frac{P_L}{V_L^2} - j \frac{Q_L}{V_L^2} \quad (4.4)$$

O cálculo das condições iniciais para os dois tipos de representação de máquinas são os seguintes:

a) Modelo clássico

As tensões internas do gerador E / δ_0 são calculados dos dados de fluxo de carga. Os ângulos internos podem ser calculados tomando como referência a tensão terminal do gerador V/α como mostra a figura 4.3. Sabendo-se que

$$\bar{I} = I_q + j I_d \quad ,$$

então da relação

$$P + j Q = \bar{V} \bar{I}^* \quad (4.5)$$

tem-se

$$I_q + j I_d = \frac{(P - j Q)}{V} \quad (4.6)$$

Mas como

$$\underline{E/\delta'} = \bar{V} + j x'_d I \quad (4.7)$$

calcula-se

$$\underline{E/\delta'} = V + \frac{Q x'_d}{V} + j \frac{P x'_d}{V} \quad (4.8)$$

O ângulo de torque inicial do gerador δ_0 é então obtido pelo ângulo da tensão terminal α mais o ângulo da tensão interna δ' ou seja

$$\delta_0 = \delta' + \alpha \quad (4.9)$$

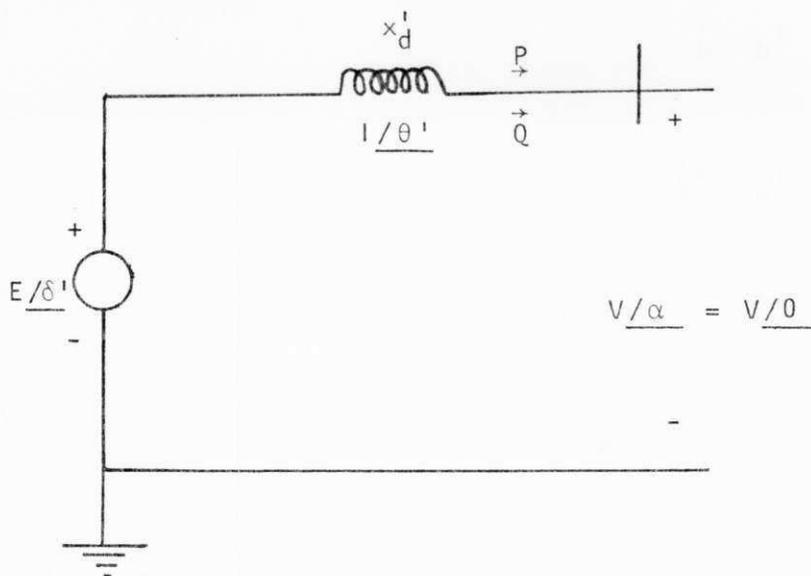


Figura 4.3 - Representação do gerador

b) Modelo de Dois Eixos

Vamos tomar como referência a tensão terminal do gerador como sendo V/α e o eixo q localizando o ângulo δ , todos os outros ângulos são medidos desta referência. A corrente \bar{I} atrasa a tensão terminal por um ângulo de fator de potência ϕ . As seguintes relações são usadas ($r = 0$) para obter as condições iniciais para este modelo.

$$I_r + j I_x = I \frac{\angle \alpha - \phi}{V} = \frac{P - j Q}{V} \quad (4.10)$$

$$\tan(\delta - \alpha) = \frac{x_q I_r}{(V - x_q I_x)} \quad (4.11)$$

$$E'_q = V_q - I_d x'_d \quad (4.12)$$

$$E'_d = V_d + I_q x'_d \quad (4.13)$$

$$I \angle -(\delta - \alpha + \phi) = I_q + j I_d \quad (4.14)$$

$$V \angle -\delta = V_q + j V_d \quad (4.15)$$

As condições iniciais constam na tabela 4.5 considerando as máquinas 2 e 3 representadas pelo modelo de dois eixos e a máquina 1 representada pelo modelo de dois eixos e pelo modelo clássico.

4.2.4 - Obtenção da Matriz Linearizada

Sabendo-se que as equações diferenciais que representam as máquinas quando é considerado a máquina 1 (modelo clássico) e a máquina 2 e 3 (modelo de dois eixos) são as seguintes:

Gerador 1:

$$\tau_{j1} \dot{\omega}_1 = T_{m1} - E_1 I_{q1} - D_1 \omega_1$$

$$\dot{\delta}_1 = \omega_1$$

Gerador 2 e 3:

$$\tau_{qoi} \dot{E}'_{di} = -E'_{di} - (x_{qi} - x'_i) I_{qi}$$

$$\tau_{doi} \dot{E}'_{qi} = E_{FDi} - E'_{qi} + (x_{di} - x'_i) I_{di}$$

$$\tau_{ji} \dot{\omega}_i = T_{mi} - D_i \omega_i - I_{di} E'_{di} - I_{qi} E'_{qi}$$

$$\dot{\delta}_i = \omega_i \quad i = 2,3$$

E usando-se um artifício para diminuir uma variável de estado quando achar conveniente para o objetivo desejado, podemos fazer o seguinte

$$\dot{\delta}_{1i} = \omega_1 - \omega_i \quad i = 2,3$$

Considerando as três máquinas representadas pelo modelo de dois eixos, as equações que interligam a rede e as máquinas são as seguintes:

$$\bar{I} = M V$$

onde

$$\bar{M} = \begin{bmatrix} Y_{11} e^{j\theta_{11}} & Y_{12} e^{j(\theta_{12} - \delta_{12})} & Y_{13} e^{j(\theta_{13} - \delta_{13})} \\ Y_{21} e^{j(\theta_{21} - \delta_{21})} & Y_{22} e^{j\theta_{22}} & Y_{23} e^{j(\theta_{23} - \delta_{23})} \\ Y_{31} e^{j(\theta_{31} - \delta_{31})} & Y_{32} e^{j(\theta_{32} - \delta_{32})} & Y_{33} e^{j\theta_{33}} \end{bmatrix}$$

Temos então que para o nosso sistema

$$\begin{bmatrix} I_{q1} + j d_1 \\ I_{q2} + j d_2 \\ I_{q3} + j d_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{11} e^{j\theta_{11}} & Y_{12} e^{j(\theta_{12} - \delta_{12})} & Y_{13} e^{j(\theta_{13} - \delta_{13})} \\ Y_{21} e^{j(\theta_{21} - \delta_{21})} & Y_{22} e^{j\theta_{22}} & Y_{23} e^{j(\theta_{23} - \delta_{23})} \\ Y_{31} e^{j(\theta_{31} - \delta_{31})} & Y_{32} e^{j(\theta_{32} - \delta_{32})} & Y_{33} e^{j\theta_{33}} \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} E'_{q1} + j E'_{d1} \\ E'_{q2} + j E'_{d2} \\ E'_{q3} + j E'_{d3} \end{bmatrix}$$

Para interligar a rede com as máquinas é necessário substituir estas equações de correntes nas equações diferenciais que representam as máquinas 1,2 e 3. Feito isto, de posse das condições iniciais necessárias obtem-se a representação do sistema de potência da forma

$$\dot{X} = F(X)$$

onde $F(X)$ é uma função do vetor X , que é o vetor de todas as variáveis de estado que representam as máquinas. Sabe-se que estas variáveis de estado vão variar em número, dependendo dos modelos utilizados.

Usando linearização numérica em um computador digital de acordo com o método mostrado no capítulo 3, a matriz A do modelo linearizado é obtida.

Tabela 4.5 - Condições Iniciais

| | MÁQUINA 1 | MÁQUINA 2 | MÁQUINA 3 | UNIDADE |
|------------|-----------|---------------------|---------------------|---------|
| E'_{qo} | 1,056 | 0,658 | 0,710 | pu |
| E'_{do} | -0,024 | -0,798 | -0,727 | pu |
| I'_{qo} | 0,671 | 0,825 | 0,571 | pu |
| I'_{do} | -0,302 | -1,361 | -0,610 | pu |
| V_{qo} | 1,038 | 0,495 | 0,599 | pu |
| V_{do} | -0,065 | -0,897 | -0,831 | pu |
| δ_o | 2,271 | 61,108 ^o | 54,187 ^o | grau |
| E | 2,271 | - | - | pu |
| ω_o | 377 | 377 | 377 | rd/seg |

4.3 - Apresentação e Análise dos Resultados

4.3.1 - Técnica de F.P. de Mello

Seguindo o procedimento para aplicação desta técnica apresentado no capítulo anterior, teremos os seguintes resultados mostrados abaixo. Os autovalores relacionados com as equações de oscilação são iguais a $2N-1=5$ e os modos de oscilação eletromecânicos são $N-1=2$. O vetor X do sistema livre, $\dot{X} = AX$, tem as seguintes

variáveis $X = [\omega_1, \delta_1, \omega_2, \delta_2, \omega_3, \delta_3]$ pois para este mé todo sã as variáveis de estado ω e δ é que interessam, e como $n = 3$ (número de máquinas), teremos $2n$ variáveis de es tado.

Os autovalores complexos são:

$$-0,0266 \pm j 8,8360$$

$$-0,0564 \pm j 13,4006$$

A análise neste trabalho será feita considerando estes dois pares de autovalores. Para sistemas maiores, o n^umero de pares de autovalores complexos de menores parte imaginárias a escolher depende do número de máquinas do sistema e do número de máquinas que se deseja estabilizar.

Dando continuidade ao procedimento, inicialmente serão identificados os geradores mais relacionados com esses autovalores de baixa frequência. Na tabela 4.6 são apresenta dos os valores absolutos das componentes associados às variá veis de estado das máquinas com os sinais das suas partes re ais.

É importante lembrar que estamos usando o coeficiente de amortecimento para as três máquinas igual a 0,002 pu ($D_1 = D_2 = D_3 = 0,002$).

Tabela 4.6 - Componentes dos autovetores associados aos autovalores de menores partes imaginárias correspondentes às velocidades angulares e ângulos de torque das máquinas.

| MÁQUINAS | | $-0,0266 + j 8,8360$ | $-0,0564 \pm j 13,4006$ |
|----------|------------|----------------------|-------------------------|
| 1 | ω_1 | -0,3615 | -0,0409 |
| | δ_1 | 0,0409 | 0,0030 |
| 2 | ω_2 | 1,0000 | -0,3184 |
| | δ_2 | -0,1132 | 0,0238 |
| 3 | ω_3 | 0,5760 | 1,0000 |
| | δ_3 | -0,0065 | -0,0746 |

Pelos resultados da tabela 4.6 pode-se concluir que a máquina mais indicada para amortecer as oscilações de 8,836 rd/s é a máquina 2 e para amortecer as oscilações de 13,400 rd/s é a máquina 3 a mais indicada. Então as máquinas identificadas para verificação da eficácia do sinal estabilizante são as máquinas 2 e 3.

Para verificação, em cada uma das máquinas, da

eficácia do sinal estabilizante foram introduzidas (um de cada vez) ganhos $g = 10$ e verificados os Log. dec. para os casos do sistema sem ganho e com ganho, respectivamente. Os aumentos ocorridos nos Log. dec. dos autovalores em estudo, devido a introdução dos ganhos nessas máquinas estão apresentados na tabela 4.7.

Tabela 4.7 - Acrêscimos nos Log. dec. devido à introdução de ganhos estabilizadores

| MÁQUINAS ONDE FOI APLICADO O GANHO ESTABILIZADOR IGUAL A 10 | FREQUÊNCIA DE OSCILAÇÃO (rd/seg) | |
|---|----------------------------------|---------|
| | 8,8360 | 13,4006 |
| 1 | 0,0145 | 0,003 |
| 2 | 0,1172 * | 0,0221 |
| 3 | 0,0382 | 0,2158* |
| 1,2,3 | 0,1701 | 0,2381 |

Pela tabela 4.7, fica evidente que a máquina 2 é a mais eficaz para amortecer as oscilações de 8,8360 rd/seg e a máquina 3 para amortecer as oscilações de 13,4006 rd/seg. No entanto como o sistema em estudo é de pequeno porte, com só três máquinas, será interessante, se possível, colocar o sinal estabilizante em apenas uma máquina, e esta será a máquina 2 pois a frequência de oscilação mais baixa é de 8,8360

rd/seg e para amortecer estas oscilações a máquina identificada foi a 2.

Como foi verificado através do procedimento usado, esta técnica é bastante simples e como as máquinas são representadas apenas pela equação de oscilação, se torna fácil aplicá-la em sistemas de grande porte interligado, sem problema de memória e tempo computacional. Porém, em alguns casos, esta técnica pode dar uma informação não satisfatória sobre qual a melhor máquina a ser estabilizado, devido a representação da máquina pelo modelo clássico ser muito simples e incompleta, onde o sistema de excitação não é representado.

4.3.2 - Técnica por Redução à forma de Jordan

De acordo com o procedimento apresentado no 3º capítulo, teremos o seguinte desenvolvimento.

Nesta técnica o sistema analisado é o sistema completo

$$\dot{X} = AX + BU \quad (4.16)$$

onde as três máquinas são representadas pelo modelo de dois eixos e são incluídos os sistemas de excitação. Os vetores X e U são os seguintes

$$X^T = [\omega_1, \delta_1, E_{q1}, E_{d1}, E_{FD1}, \omega_2, \delta_2, E_{q2}, E_{d2}, E_{FD2}, \omega_3, \\ \delta_3, E_{q3}, E_{d3}, E_{FD3}]$$

$$U^T = [V_{S1}, V_{S2}, V_{S3}]$$

De posse da matriz A linearizada numericamente são encontrados os autovalores

$$-0,6371 \pm j 13,8318$$

$$-9,9579 \pm j 13,3888$$

$$-0,3384 \pm j 9,1461$$

$$-11,8782 \pm j 5,2807$$

$$-10,6016 \pm j 8,4003$$

$$-0,0005$$

$$-0,1117$$

$$-3,6301$$

$$-2,6065$$

$$-1,6626$$

Em seguida são encontrados os autovetores correspondentes, construindo-se a Matriz Modal (M) e a sua Inversa (M^{-1}). Continuando o procedimento é feita a transformação de similaridade $X = MZ$, e o sistema é transformado para a forma

de Jordan $\dot{Z} = \bar{A}Z + \bar{B}U$. A matriz $B = | M^{-1} B |$ é mostrada na tabela 4.8.

Tabela 4.8 - Matriz $B = | M^{-1} B |$ com os autovalores e as variáveis correspondentes

| | | | | (continua) |
|------------|-----------|-----------|-----------|-------------------------|
| VARIÁVEIS | MÁQUINA 1 | MÁQUINA 2 | MÁQUINA 3 | AUTOVALORES |
| ω_1 | 30.38 | 59.16 | → 159.6 | $-0,637 \pm j 13,831^*$ |
| δ_1 | 30.38 | 59.16 | → 159.6 | |
| E'_{q1} | 1077.0 | 646.8 | 1786.0 | $-9,998 \pm j 13,389$ |
| E'_{d1} | 1077.0 | 646.8 | 1786.0 | |
| E_{FD1} | 19.92 | → 47.21 | 25.56 | $-0,338 \pm j 9,146^*$ |
| ω_2 | 19.92 | → 47.21 | 25.56 | |
| δ_2 | 433.0 | 1651.0 | 470.6 | $-11,878 \pm j 6,281$ |
| E'_{q2} | 433.0 | 1651.0 | 470.6 | |
| E'_{d2} | 1310.0 | 198.8 | 597.1 | $-10,601 \pm j 8,400$ |
| E_{FD2} | 1310.0 | 198.8 | 597.1 | |
| ω_3 | 128.1 | 99.11 | 89.51 | -0,001 |
| δ_3 | 128.6 | 100.6 | 89.73 | -0,117 |

Tabela 4.8 - Matriz $\bar{B} = | M^{-1} B |$ com os autovalores e as variáveis correspondentes

| VARIÁVEIS | | | | (conclusão) |
|------------|-----------|-----------|-----------|-------------|
| | MÁQUINA 1 | MÁQUINA 2 | MÁQUINA 3 | AUTOVALORES |
| E'_{q3} | 142,6 | 87,56 | 36,33 | -3,630 |
| E'_{d3} | 7,74 | 118,6 | 121,4 | -2,606 |
| E'_{FD3} | 0,009 | 0,102 | 0,077 | -1,662 |

* Autovalores associados aos modos de oscilação eletromecânicos

Pela tabela 4.8 é feita a identificação da máquina a ser estabilizada, através de um exame feito nesta tabela que consiste em determinar a entrada U_k (máquina K) onde na linha $|\bar{b}_{ik}| > |b_{ij}|$ para todo j. A K-ésima máquina será então a selecionada. A partir disto é verificado na tabela 4.8 que a entrada U_2 ou melhor a máquina 2 é a de maior valor absoluto das filas correspondentes ao modo de oscilação eletromecânica de 9,146 rd/s.

Nesta técnica se pode verificar que um grande esforço computacional é requerido neste procedimento para a construção da matriz Modal e da sua inversa, pois verifica-se que

neste pequeno sistema usado, que é um sistema com apenas três máquinas, tem-se que inverter uma matriz complexa de dimensão 15×15 . Pode-se então concluir que para um grande sistema com muitas máquinas, esta técnica será quase impraticável, devido às limitações de memória, tempos computacionais e erros de arredondamento.

4.3.3 - Técnica Sequencial Modal

Após a linearização numérica da matriz A do sistema livre

$$\dot{X} = AX$$

onde

$$X = [\omega_1, \delta_1, E'_{q1}, E'_{d1}, E_{FD1}, \omega_2, \delta_2, E'_{q2}, E'_{d2}, E_{FD2}, \\ \omega_3, \delta_3, E'_{q3}, E'_{d3}, E_{FD3}]$$

São determinados os autovalores inicialmente e verificado que o sistema tem cinco pares de autovalores complexos que são:

| | | |
|---------|---------|--------|
| -0,637 | $\pm j$ | 13,831 |
| -9,958 | $\pm j$ | 13,388 |
| -0,338 | $\pm j$ | 9,146 |
| -11,878 | $\pm j$ | 5,281 |
| -10,601 | $\pm j$ | 8,400 |

Sendo assim, sabemos que o sistema tem cinco modos de oscilação, mas só dois deles são modos eletromecânicos. Para identificação destes dois modos eletromecânicos, os vetores de participação, L_i , para todos os autovalores complexos são determinados. As componentes dos vetores de participação associados com os cinco modos e suas relações com as variáveis do sistema são apresentadas na tabela 4.9. Os modos mais importantes são os de menores frequências, assim sendo, em grandes sistemas pode-se restringir a encontrar os componentes dos vetores de participação referentes só aos modos de baixa frequência.

Tabela 4.9 - Componentes dos Vetores de participação

| frequência oscila - ção dos modos Variáveis | 13,832 | 13,388 | 9,146 | 5,281 | 8,403 |
|---|---------|--------|---------|--------|--------|
| ω_1 | 0,0067 | 0,0032 | 0,1343 | 0,0040 | 0,0015 |
| δ_1 | 0,0067 | 0,0032 | 0,1343 | 0,0039 | 0,0015 |
| E'_{q1} | 0,0016 | 0,1226 | 0,0028 | 0,0345 | 0,5895 |
| E'_{d1} | 0,006 | 0,0004 | 0,0079 | 0,0004 | 0,0002 |
| E_{FD1} | 0,0009 | 0,1220 | 0,0012 | 0,0457 | 0,6269 |
| ω_2 | 0,0711 | 0,0006 | 0,3230* | 0,0510 | 0,0022 |
| δ_2 | 0,0711 | 0,0006 | 0,3230* | 0,0510 | 0,0022 |
| E'_{q2} | 0,0057 | 0,0914 | 0,0323 | 0,6356 | 0,0243 |
| E'_{d2} | 0,0022 | 0,0322 | 0,0442 | 0,1303 | 0,0074 |
| E_{FD2} | 0,0061 | 0,0911 | 0,0121 | 0,8255 | 0,0255 |
| ω_3 | 0,4006* | 0,0433 | 0,0461 | 0,0187 | 0,0198 |
| δ_3 | 0,4006* | 0,0433 | 0,0461 | 0,0187 | 0,0198 |
| E'_{q3} | 0,0511 | 0,4600 | 0,0081 | 0,0361 | 0,1437 |
| E'_{d3} | 0,0711 | 0,0667 | 0,0095 | 0,0243 | 0,0548 |
| E_{FD3} | 0,0281 | 0,4466 | 0,0030 | 0,0460 | 0,1493 |

Pode-se concluir da tabela 4.9, que os modos de 13,832 rd/seg e 9,146 rd/seg são os modos eletromecânicos de oscilação, desde que eles são aqueles mais relacionados com as equações de oscilação. Estes modos são respectivamente associados com as unidades geradoras 3 e 2 respectivamente. O modo de 9,146 rd/seg é o modo eletromecânico mais crítico, mas o modo de 13,832 rd/seg também precisa ser examinado.

Desde que os modos de oscilação eletromecânicos são associados principalmente com as unidades 2 e 3 então iremos em seguida tratar de identificar qual destas unidades é mais recomendada para ser equipada com estabilizador. A unidade 1 como foi constatada é muito fracamente associada com os dois modos eletromecânicos, assim sendo esta máquina pode ficar representada apenas pela sua equação de oscilação, enquanto que as máquinas 2 e 3 continuam representadas pelo modelo de dois eixos.

Depois de identificado os modos eletromecânicos, o vetor de estado X torna-se

$$X^T = [\omega_1, \omega_2, \delta_{12}, E'_{q2}, E'_{d2}, E_{FD2}, \omega_3, \delta_{13}, E'_{q3}, E'_{d3}, E_{FD3}]$$

Após redução da ordem da máquina 1 e do artifício para diminuir uma variável de estado tomando o δ_1 como referência,

os novos vetores de participação associados com os modos de oscilação eletromecânicos são obtidos. As principais (maiores) componentes são apresentados na tabela 4.10.

Tabela 4.10 - As maiores componentes dos vetores de participação associados com os modos de oscilação eletromecânicos

| Variáveis | frequência de oscilação dos modos (rd/seg) | 13,8499 | 9,1849 |
|---------------|--|---------|--------|
| δ_{12} | | 0,0706 | 0,4290 |
| δ_{13} | | 0,4170 | 0,0725 |

Da tabela 4.10, é visto que com a simplificação, as relações entre unidades de geração e os modos eletromecânicos são preservados como já era esperado.

O termo de amortecimento ($D_k \omega_k$) é inserido com valores de $\Delta D_k = 1$ e 5 pu em cada equação de oscilação nas unidades 2 e 3 (um de cada vez). Os valores de M_2^1 e M_3^1 para $\Delta D_k = 1$ e 5 pu são apresentados na tabela 4.11, onde a norma da matriz foi considerada como

$$\| A \| = \max \sum_{i=j}^n | a_{ij} |$$

Tabela 4.11 - Valores de M_2^1 e M_3^1

| MODO DE 9,1849 rd/Seg | | |
|-----------------------|----------|---------|
| D_k (pu) | M_2^1 | M_3^1 |
| 1 | 180,9094 | 50,8087 |
| 5 | 118,4751 | 16,2808 |

Da tabela 4.11, concluímos que a máquina 2 é a mais eficaz para estabilização do modo crítico. Conclusão semelhante seria obtida se fosse usado o modelo linear completo.

A seguir, a máquina identificada (máquina 2) é equipada com o estabilizador cujos parâmetros são ajustados para minimizar o efeito do modo crítico na resposta do sistema. Depois de ajustado, os parâmetros resultantes são os seguintes

$$K_s = 0,002$$

$$\tau_1 = 2,05s \quad e$$

$$\tau_2 = 0,05s$$

Os valores de t_{fi} correspondente ao sistema sem e com estabilizador são 5,6525 e 1,5338 respectivamente.

Antes da inclusão dos estabilizadores, os autovalores associados com os modos eletromecânicos são

$$-0,2743 \pm j 9,1849 \quad e$$

$$-0,6247 \pm j 13,8499.$$

Depois da inclusão do estabilizador na máquina 2, estes autovalores passaram a ser

$$-2,0109 \pm j 9,7495 \quad e$$

$$-0,9757 \pm j 14,8488,$$

mostrando um bom amortecimento no modo de 9,1849 rd/seg e um razoável amortecimento no modo de 13,8499 rd/seg.

O sistema completo foi simulado, para um pequeno distúrbio, que é uma variação de 0,02 pu na tensão de referência da unidade 2. A figura 4.4 mostra os resultados de δ_{12} ($\delta_1 - \delta_2$) e δ_{13} ($\delta_1 - \delta_3$) com as máquinas sem estabilizadores, a figura 4.5 apresenta os resultados de δ_{12} e δ_{13} com o estabilizador na máquina 2.

Após introdução do estabilizador na máquina 2 foi introduzido um outro na máquina 3 e após ajuste dos parâmetros do estabilizador desta máquina resultaram os seguintes parâmetros:

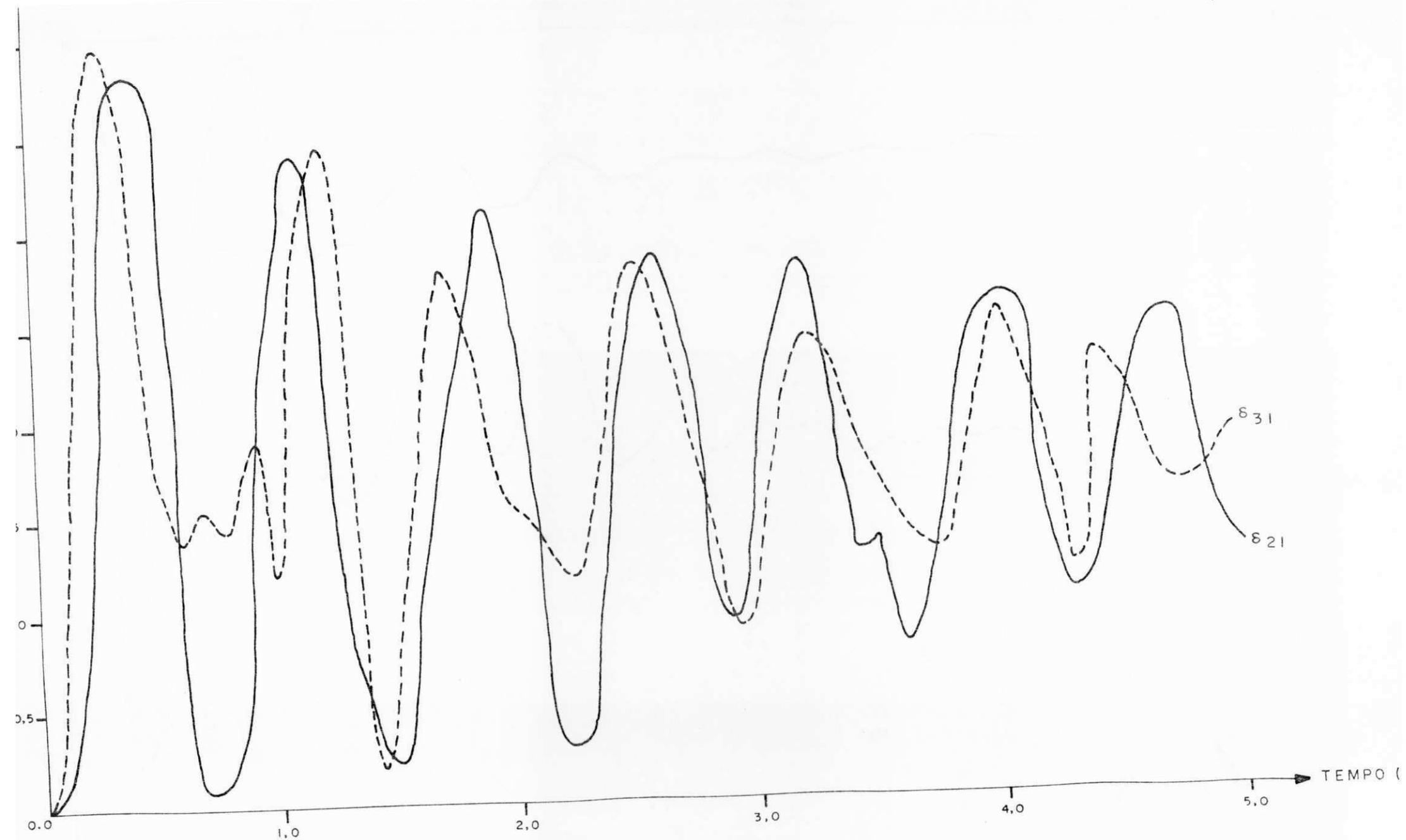
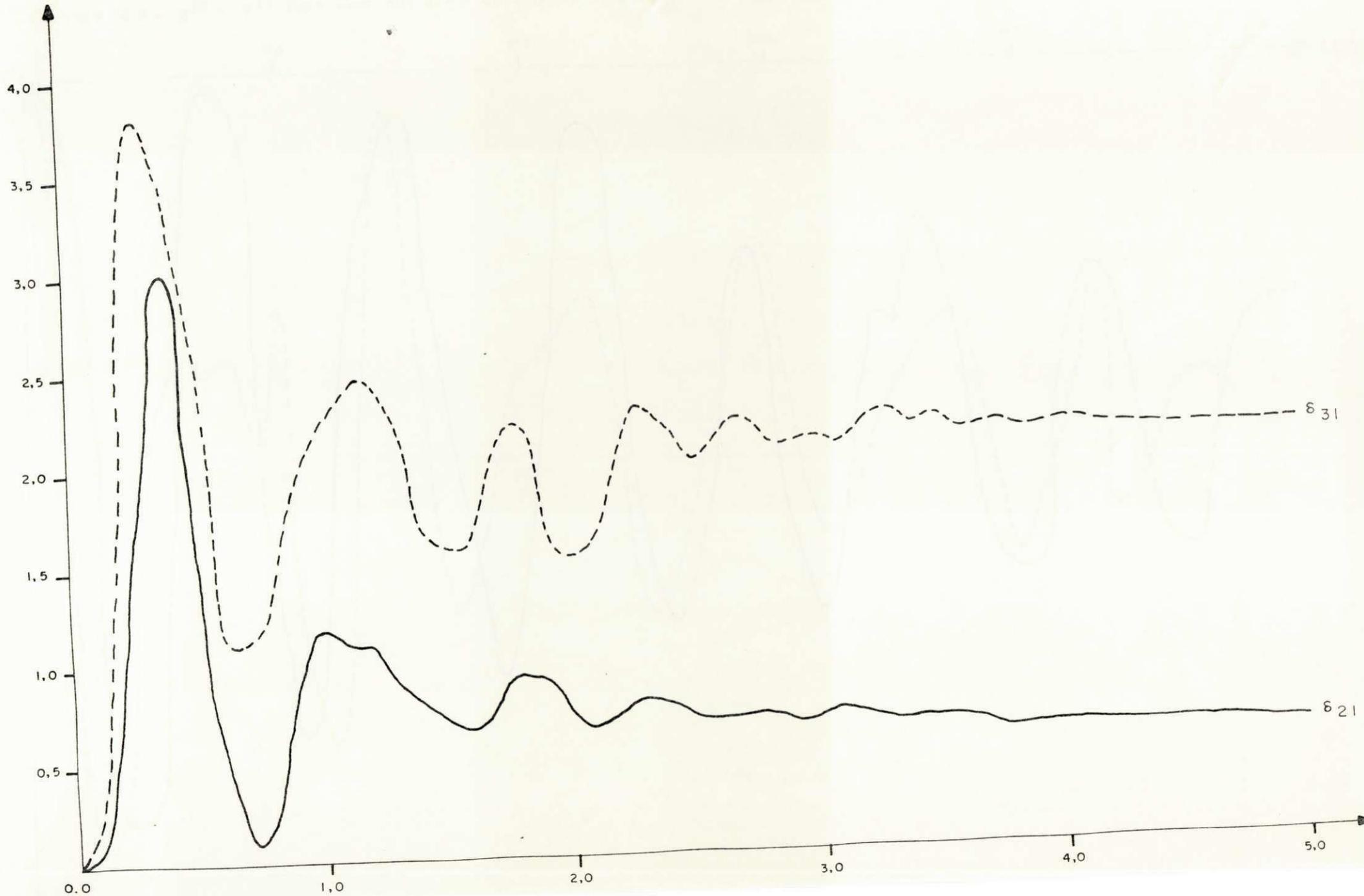


FIGURA 4.4 - δ_{12} e δ_{13} para uma variação de 0,02 pu na tensão de referência da máquina 2.

ANGULO DE TORQUE (GRAU)



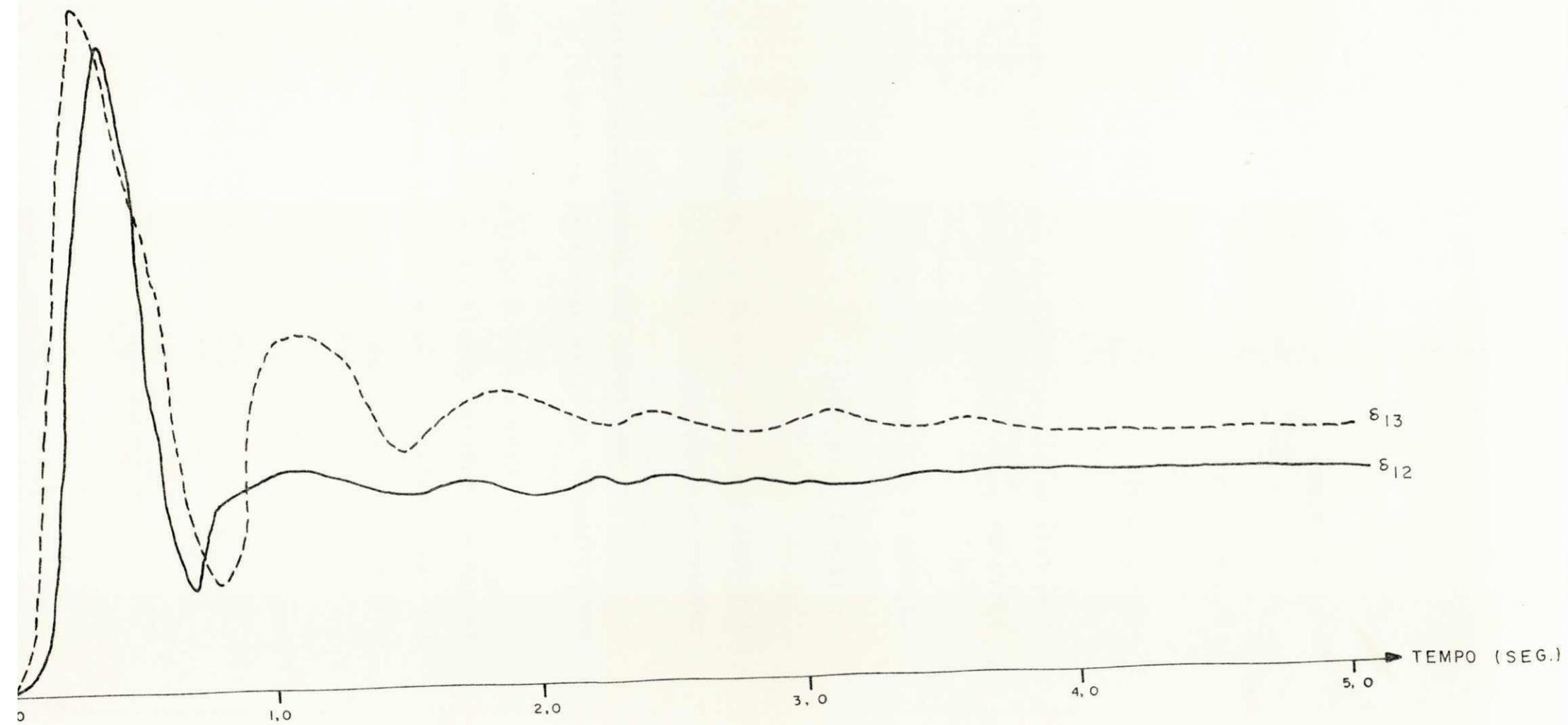


FIGURA 4.6 - δ_{12} e δ_{13} para uma variação de 0,02 pu na tensão de referência da máquina 2 com estabilizadores

$$K_s = 0,002$$

$$\tau_1 = 1,05s \quad e$$

$$\tau_2 = 0,05s$$

Com dois estabilizadores os autovalores eletromecânicos resultaram

$$-2,0156 \pm j 9,6287 \quad e$$

$$-1,1876 \pm j 14,7593$$

A figura 4.6 apresenta os resultados λ_{12} e λ_{13} com estabilizadores nas máquinas 2 e 3.

Os resultados são considerados satisfatórios com o estabilizador aplicado apenas na unidade 2.

Na tabela 4.12 é mostrado todos os autovalores referentes ao sistema, considerando-se o mesmo sem estabilizadores nas máquinas com estabilizador na máquina 2 e com estabilizadores nas máquinas 2 e 3.

Tabela 4.12 - Autovalores referentes ao sistema, antes e depois da inclusão dos estabilizadores

| Autovalores sem a inclusão do estabilizador | Autovalores com a inclusão do estabilizador na máquina 2 | Autovalores com a inclusão de estabilizadores nas máquinas 2 e 3 |
|---|--|--|
| - 0,2743 ± j 9,1849 | - 2,0109 ± j 9,7495 | - 2,0157 ± j 9,6287 |
| - 0,6247 ± j 13,8499 | 0,9757 ± j 14,8488 | - 1,1876 ± j 14,7593 |
| - 10,4316 ± j 12,6996 | - 10,1092 ± j 12,7535 | - 9,8233 ± j 13,3159 |
| - 11,8477 ± j 5,4689 | - 6,1078 ± j 7,2423 | - 6,1665 ± j 6,9560 |
| - 3,8008 | - 4,0295 | - 4,0127 |
| - 2,6035 | - 2,6931 | - 2,7412 |
| | - 27,0597 | 27,0752 |

4.3.4 - Conclusão do capítulo

Os resultados obtidos para o sistema de potência com três máquinas usando a Técnica Sequencial Modal são bastante promissores, mostrando que a Técnica Sequencial Modal é uma técnica nova, confiável e de fácil aplicação para determinação das máquinas síncronas que deverão ser equipadas com estabilizadores num sistema de potência de múltiplas máquinas.

A aplicação direta da técnica Sequencial Modal a sistemas com um número muito grande de máquinas pode não ser possível devido a problemas de capacidade do computador. Neste caso um estudo preliminar deverá ser feito com as máquinas representadas apenas pelas equações de oscilação. Neste estudo, as máquinas pouco eficazes para aplicação de estabilizadores são identificadas. Essas máquinas serão então representadas por um modelo equivalente e as máquinas mais eficazes representadas por modelos mais realísticos. A seguir o procedimento é aplicado normalmente.

As listagens dos programas computacionais que foram desenvolvidos e utilizados neste trabalho de pesquisa estão na Coordenação de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da UFPb.

CONCLUSÃO

Este trabalho de pesquisa foi desenvolvido devido a necessidade de uma melhor e mais confiável técnica para seleção das máquinas a serem estabilizadas. Foi verificado que embora para o exemplo aplicado os resultados para seleção das máquinas nas três técnicas tenha sido o mesmo, constatou-se que existem limitações em algumas técnicas que podem tornar o procedimento para seleção de máquinas a serem equipadas com ESP inadequados ou imprecisos para aplicação em muitos sistemas de potência.

Uma nova e confiável técnica baseada em teoria modal foi apresentada e utilizada para o problema de identificação das máquinas síncronas que deverão ser equipadas com estabilizadores num sistema de potência de múltiplas máquinas. O procedimento desta técnica leva em conta todo o efeito do modo na resposta e não apenas o autovalor, como em outras téc

nicas conhecidas. Grande parte do esforço computacional exigido é devido a determinação de autovetores; onde uma técnica de iteração inversa (Van Ness, 1969) deve ser utilizada. Um grupo pequeno de máquinas é utilizado para verificação da medida de ação estabilizante, diminuindo consideravelmente o esforço computacional.

Como os resultados foram promissores usando a técnica sequencial Modal, que é uma técnica que mostrou-se como um forte instrumento para ser empregado no planejamento e operação de sistemas de potência, é nossa proposição dar continuidade ao estudo em trabalhos futuros, incluindo a aplicação desta técnica a um sistema realístico de grande porte.

Pelo exposto e analisado neste trabalho, pode-se verificar que a Técnica Sequencial Modal oferece vantagens quando comparado com os métodos tradicionalmente usados atualmente como o método de F.P. de Mello e outros (1980) e Lal e Fleming (1980). Melhor dizendo a Técnica Sequencial Modal é a selecionada entre as três apresentadas por ser a mais abrangente e confiável para o estudo de seleção de geradores para aplicação de estabilizadores em um sistema de potência.

APÊNDICE I

LINEARIZAÇÃO DE MODELOS MATEMÁTICOS NÃO LINEARES

A maioria dos sistemas físicos são não lineares. Na prática todavia, um sistema não linear pode ser aproximado por um modelo linear, válido para uma faixa restrita de operação.

Para determinação do modelo linear, a partir do modelo não linear, assume-se que são pequenas as variações das variáveis em torno das condições de operação.

Inicialmente será estudada a linearização de funções, sendo, a seguir, o estudo estendido para um modelo na forma de variáveis de estado.

1. Aproximação Linear de Funções Não Lineares

Considere a função de uma variável:

$$y = f(x) \tag{1}$$

Seja $y^0 = f(x^0)$ a condição normal de operação. O desenvolvimento em série de Taylor, em torno desse ponto, resulta:

$$y = f(x^0) + \left. \frac{\delta f}{\delta x} \right|_0 (x-x^0) + \frac{1}{2!} \left. \frac{\delta^2 f}{\delta x^2} \right|_0 (x-x^0)^2 + \dots \quad (2)$$

Se as variações $x-x^0$ são pequenas, os termos de ordens elevadas podem ser desprezados. Logo, a expressão (2) fica reduzida a

$$y = f(x^0) + \left. \frac{\delta f}{\delta x} \right|_0 (x-x^0)$$

ou

$$y - y^0 = K (x-x^0)$$

ou ainda

$$\Delta y = K \Delta x \quad (3)$$

onde

$$\Delta y = y - y^0$$

$$\Delta x = x - x^0$$

$$K = \left. \frac{\delta f}{\delta x} \right|_0$$

A expressão (3) é a aproximação linear da expressão (1). Isso mostra que a função é aproximada pela tangente passando pelo ponto normal de operação.

Seja, agora, uma função de duas variáveis:

$$y = f(x_1, x_2) \quad (4)$$

O ponto normal de operação é $y^0 = f(x_1^0, x_2^0)$. O desenvolvimento dessa função em série de Taylor, resulta:

$$y = f(x_1^0, x_2^0) + \left. \frac{\delta f}{\delta x_1} \right|_0 (x_1 - x_1^0) + \left. \frac{\delta f}{\delta x_2} \right|_0 (x_2 - x_2^0) +$$

termos de ordens elevadas (5)

Para pequenas variações, em torno do ponto de operação normal, os termos de ordens elevadas podem ser desprezados. A aproximação linear de (4) é dada, então, pelo plano tangente:

$$\Delta y = K_1 \Delta x_1 + K_2 \Delta x_2 \quad (6)$$

onde

$$\Delta y = y - y^0$$

$$\Delta x_1 = x_1 - x_1^0$$

$$\Delta x_2 = x_2 - x_2^0$$

$$K_1 = \left. \frac{\delta f}{\delta x_1} \right|_0$$

$$K_2 = \left. \frac{\delta f}{\delta x_2} \right|_0$$

O procedimento apresentado pode ser generalizado, sem dificuldades, para funções não lineares do tipo

$$y = f(x_1, x_2, \dots, x_n)$$

2. Aproximação Linear de Sistemas Não Lineares apresentadas na forma de Variáveis de Estado

Considere o sistema

$$\dot{X} = F(X, U) \quad (7)$$

onde

$$\dot{X} = [\dot{x}_1, \dot{x}_2, \dots, \dot{x}_n]^T$$

$$X = [x_1, x_2, \dots, x_n]^T$$

$$U = [u_1, u_2, \dots, u_m]^T$$

$$F(X, U) = [f_1(X, U), f_2(X, U), \dots, f_n(X, U)]^T$$

Seja $\dot{X}^0 = F(X^0, U^0)$, o ponto de operação do sistema.

Desenvolvendo-se $F(X, U)$ em série de Taylor e desprezando os termos de ordens elevadas, tem-se:

$$F(X, U) = \begin{bmatrix} f_1(X^0, U^0) \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ f_n(X^0, U^0) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \left. \frac{\delta f_1}{\delta x_1} \right|_0 (x_1 - x_1^0) + \dots + \left. \frac{\delta f_1}{\delta x_n} \right|_0 (x_n - x_n^0) \\ \dots \\ \dots \\ \left. \frac{\delta f_n}{\delta x_1} \right|_0 (x_1 - x_1^0) + \dots + \left. \frac{\delta f_n}{\delta x_n} \right|_0 (x_n - x_n^0) \end{bmatrix}$$

$$+ \begin{bmatrix} \frac{\delta f_1}{\delta U_1} (U_1 - U_1^0) + \dots + \frac{\delta f_1}{\delta U_m} (U_m - U_m^0) \\ \dots \\ \dots \\ \frac{\delta f_n}{\delta U_1} (U_1 - U_1^0) + \dots + \frac{\delta f_n}{\delta U_m} (U_m - U_m^0) \end{bmatrix}$$

Então

$$F(X, U) = F(X^0, U^0) + J \Delta X + K \Delta U \quad (8)$$

onde

$$\Delta X = [x_1 - x_1^0, x_2 - x_2^0, \dots, x_n - x_n^0]^T$$

$$\Delta U = [u_1 - u_1^0, u_2 - u_2^0, \dots, u_m - u_m^0]^T$$

$$J = \begin{bmatrix} \frac{\delta f_1}{\delta x_1} & \frac{\delta f_1}{\delta x_2} & \dots & \frac{\delta f_1}{\delta x_n} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \frac{\delta f_n}{\delta x_1} & \frac{\delta f_n}{\delta x_2} & \dots & \frac{\delta f_n}{\delta x_n} \end{bmatrix}^0$$

$$K = \left[\begin{array}{cccc} \frac{\delta f_1}{\delta U_1} & \dots & \dots & \frac{\delta f_1}{\delta U_m} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \frac{\delta f_n}{\delta U_1} & \dots & \dots & \frac{\delta f_n}{\delta U_m} \end{array} \right]^0$$

Substituindo (8) em (7), resulta

$$\dot{X} = F(X^0, U^0) + J \Delta X + K \Delta U$$

ou

$$\dot{X} - F(X^0, U^0) = J \Delta X + K \Delta U$$

mas

$$F(X^0, U^0) = \dot{X}^0$$

Donde

$$\Delta \dot{X} = A \Delta X + B \Delta U$$

onde

$$A = J \quad \text{e} \quad B = K$$

APÊNDICE II

REDUÇÃO DA MATRIZ ADMITÂNCIA - ELIMINAÇÃO DOS NÓS

Considere as cargas representadas por impedâncias constantes.

A redução consiste em eliminar todos os nós da rede, exceto os nós internos dos geradores, para obtenção da matriz de admitância reduzida. Sabendo que todos os nós podem ser representados por operações matriciais como será apresentada a seguir.

Suponha um sistema com n barras internas e c outras barras do sistema. É conhecida a equação:

$$I = Y V \quad (1)$$

onde Y é a matriz que representa a rede de transmissão.

A equação (1) pode ser representada da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} I_n \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{nn} & Y_{nc} \\ Y_{cn} & Y_{cc} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_n \\ V_c \end{bmatrix}$$

onde

I_n = vetor de corrente terminal das barras de geração

V_n = vetor tensão terminal das barras de geração

V_c = vetor de tensão terminal das barras, exceto das de geração

e

Y_{nn} , Y_{nc} , Y_{cn} , Y_{cc} são submatrizes de dimensões apropriadas

Então

$$I_n = Y_{nn} V_n + Y_{nc} V_c \quad (2)$$

$$0 = Y_{cn} V_n + Y_{cc} V_c \quad (3)$$

$$V_c = Y_{cc}^{-1} Y_{cn} V_n \quad (4)$$

Substituindo (4) em (2), resulta

$$I_n = (Y_{nn} - Y_{nc} Y_{cc}^{-1} Y_{cn}) V_n \quad (5)$$

ou

$$I_n = Y_n V_n$$

onde

$Y_n = Y_{nn} - Y_{nc} Y_{cc}^{-1} Y_{cn}$ é a matriz admitância reduzida de dimensão $n \times n$

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABDALLA, O.H. & HASSAN, S.A. & TWEIG, N.T. (1984). "Coordinated Stabilization of a Multimachine Power System". IEEE Trans. Power App. Systems, Vol. PAS-103: 483-494.
- ANDERSON, P.M. & FOUAD, A.A., (1977). "Power System Control and Stability". The Iowa State University Press.
- CASTRO, J.C., & MOTA, W.S., (1984). "Aplicação da teoria de Controle Moderno na Estabilização de Sistemas de Potência", Minicurso realizado durante o 1º Congresso Latino Americano de Automática/5º Congresso Brasileiro de Automática, pp: 1-32.
- CASTRO, J.C., (1984). "Técnica Computacional para determinação do ajuste dos parâmetros de um controlador de uma máquina síncrona", Anais do 1º Congresso Latino-Americano de Automática/5º Congresso Brasileiro de Automática, pp. 667-672.
- DOI, A. & ABE, S., (1984). "Coordinated Synthesis of Power System Stabilizers in Multimachine Power Systems". IEEE Trans. Power App. Systems, Vo. PAS-103 : 1473-1479.

- DE MELLO, F.P. & NOLAN, P.J. & LOSKOWSKI, T.F. & UNDRIL, J.M., (1980). "Coordinated Application of Stabilizers in Multimachine Power Systems", IEEE Trans. Power App. Systems, Vol. PAS-99: 892-901.
- GOTTFRIED, B.S. & WEISMAN, J. (1973). "Introduction of Optimization Theory", Prentice-Hall, Englewood Cliffs, pp. 250-265.
- HOOKE, R. & JEEVES, T.A. (1961). "Direct Search Solution of Numerical and Statistical Problems", J. Assoc. Comp. Mach., Vol. 8: 212-229.
- GOOI, H.B & HILL, E.F. & MOBARAK, M.A. & THORNE, P.H. & LEE, T.H., (1981). "Coordinated Multi-Machine Stabilizer Settings Without Eigenvalue Drift", IEEE Trans. Power App. Systems, Vol. PAS-100: 3879-3887.
- LAL, J. & FLEMING, R.J., (1980). "Comentário do Artigo de F.P. de Mello e outros (1980)".
- MOTA, W.S., (1983). "Notas de aula", Curso de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (UFPb).
- OGATA, K. (1970). "Modern Control Engineering", Prentice-Hall, Englewood Cliffs.
- PEARSON, J.B. & DING, C.Y., (1969). "Compensator Design for Multivariable Linear Systems", IEEE Trans. Aut. Control, Vol. AC-14: 130-134.

- PEARSON, J.B., (1969). "Compensator Design for Dynamic Optimization", Int. J. Control, Vol. 9: 473:482.
- PEREZ-ARRIAGA, I.J. & VERGHESE, G.C. & SCHWEPPE, F.C. , (1982). "Selective Modal Analysis with Applications to Electric Power Systems - Part I: Heuristic Introduction", IEEE Trans. Power App. Systems, Vol. PAS-101: 3117-3125.
- PEREZ-ARRIAGA, I.J. & VERGHESE, G.C. & SCHWCPPE, F.C, (1982). "Selective Modal Analysis with Applications to Electric Power Systems - Part II: The Dinamic Stability Problem", IEEE Trans. Power App. Systems, Vol. PAS-101: 3126-3134.
- SILVA, M.G., (1983). "Projeto de Sinais Estabilizantes em Sistemas de Potência, Usando Técnicas de Controle Clássico e Otimização". Tese de Mestrado (UFPb)
- PORTER, B. & CROSSLEY, R., (1972). "Modal Control - Theory and Applications", Taylor and Francis Ltd.
- STAGG, G.W. & EL-ABIAD, A.H., (1968). "Computer Methods in Power System Analysis", McGraw-Hill Book Company.
- UNDRILL, J.M., (1968). "Dynamic Stability calculations for an Arbitrary Number of Interconnected Synchronous Machines", IEEE Trans. Power App. Systems, Vol. PAS-87: 835-844.

- VAN NESS, J.E., (1969). "Inverse Iteration Method for Finding Eigenvectors", IEEE Trans. Aut. Control, Vol. AC-14: 63-66.
- YOUNG, C.C. (1972). "Equipment and System modeling for large-scale stabilities studies", IEEE Trans. App. Systems, Vol. PAS-91: 99-109.