ANNA GIUGLIA MENECHELLI MORACO

AJUSTE INCREMENTAL DE ESTABILIZADORES PARA GERADORES E DISPOSITIVOS TCSC-POD EM SISTEMAS DE POTÊNCIA

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

São Paulo
2015

ANNA GIUGLIA MENECHELLI MORACO

AJUSTE INCREMENTAL DE ESTABILIZADORES PARA GERADORES E DISPOSITIVOS TCSC-POD EM SISTEMAS DE POTÊNCIA

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de Concentração:

Sistemas de Potência

Orientador:

Prof. Dr. Luiz Cera Zanetta Junior

São Paulo
2015

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, _____ de _____ de _____.

Assinatura do autor _____

Assinatura do orientador _____

Catalogação-na-publicação

Moraco, Anna Giuglia Menechelli
Ajuste Incremental de Estabilizadores para Geradores e Dispositivos TCSC-POD em Sistemas de Potência / A. G. M. Moraco. – versão corr. – – São Paulo, 2015.
94 p.

Dissertação (Mestrado) — Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas.

1. Sistemas de potência 2. Estabilidade dinâmica 3. Dispositivos FACTS I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas. II. t.

Aos meus queridos pais Dinis e Ana Marcia.

AGRADECIMENTOS

Ao professor Dr. Luiz Cera Zanetta Junior pela oportunidade, orientação, dedicação e todo conhecimento compartilhado sem os quais não seria possível a realização deste trabalho.

Aos meus pais Dinis e Ana Marcia por todo carinho, paciência e apoio nos momentos difíceis e por terem me proporcionado toda a base necessária para que eu pudesse me tornar a pessoa que sou hoje e conquistar este título.

Ao Dr. Carlos Alberto Febres Tapia por ter me auxiliado durante o trabalho e compartilhado seus conhecimentos.

Ao meu namorado Rodrigo Mendes pela simples presença em minha vida, seu apoio e companhia.

Às minhas amigas Patrícia, Letícia, Luana, Clara e Geovana pelos momentos de distração, ao meu amigo Murilo pela amizade sincera, à Júlia pela companhia nesses quase três anos em que moramos juntas, aos amigos de Bauru: Alvaro, Erik, Grazielle, Maria Elisa, Marianna, Tainah, Natália, Bruno, Thiago e a todos os outros amigos que cruzaram meu caminho durante esses anos em São Paulo.

À minha tia Neide por me abrigar nesses últimos meses, seu carinho e apoio.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pelo suporte financeiro.

À Universidade de São Paulo, Escola Politécnica e Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas (PEA).

RESUMO

O constante aumento da demanda de energia elétrica sobre as redes e a necessidade de interligação de sistemas através de longas linhas de transmissão, culminaram em problemas relacionados à estabilidade do sistema de potência multimáquinas. Tais problemas envolvem oscilações eletromecânicas de baixa frequência classificadas como modos interáreas.

Os modos interáreas são caracterizados por oscilações de frequências de até 1Hz e representam oscilações de um grupo de geradores de uma área contra grupos de geradores de outras áreas.

Uma vez que o emprego de estabilizadores de sistemas de potência (ESP) possa não ser suficiente para garantir um amortecimento adequado a esses modos, os dispositivos FACTS surgem como uma alternativa eficaz para o amortecimento de oscilações de baixa frequência. Para este fim, o Capacitor Série Controlado por Tiristor (TCSC - Thyristor Controlled Series Capacitor) é um dispositivo FACTS comumente empregado e quando utilizado juntamente com um controlador suplementar para amortecimento de oscilações de potência (POD - Power Oscillation Damping) garante ao sistema de potência estabilidade e amortecimento adequado.

Assim, o objetivo deste trabalho de mestrado é realizar o projeto coordenado de controladores ESP e TCSC-POD efetuando um ajuste incremental dos parâmetros dos controladores através da formulação do problema por otimização e programação quadrática. Tal técnica foi utilizada anteriormente somente para o projeto de ESPs. No caso deste trabalho será feita uma adaptação para estender a possibilidade de aplicação da metodologia para casos com dispositivos FACTS presentes.

Palavras-chave: Ajuste incremental, ajuste coordenado, programação quadrática, otimização, POD, FACTS, TCSC, PSS, modos interáreas, oscilações eletromecânicas, estabilidade a pequenas perturbações.

ABSTRACT

The increasing demand for electricity over networks and the need for systems interconnection through long transmission lines, resulted in problems related to the multi-machine power system stability. These problems involve low frequency oscillations classified as interareas modes.

These modes are characterized by oscillations in frequencies up to 1 Hz, and represent a group of generators from one area oscillating against generator groups from other areas.

Once the use of power system stabilyzers (PSS) controllers may not be sufficient to ensure adequate damping to these modes, the FACTS devices emerge as an efficient alternative to damping low frequency oscillations. For this purpose, the TCSC (Thyristor Controlled Series Capacitor) is a commonly used FACTS device and when it is used together with a supplementary controller POD (Power Oscillation Damping), ensures stability to power system and adequate damping. These controllers have the same structure as the PSS controllers.

Therefore, the objective of this work is to carry out the coordinated design of PSS and TCSC-POD controllers, performing an incremental adjustment of the controllers parameters by formulating the problem as an optimization problem using quadratic programming. This method was previously used only for PSS design. In the case of this work, it is made an adaptation to extend the applicability of the methodology for cases in which there are FACTS devices present.

Keywords: Incremental approach, coordinated adjustment, quadratic programming, optimization, POD, FACTS, TCSC, PSS, interareas modes, electromechanical oscillations, small-signal stability.

SUMÁRIO

Lista de Ilustrações

Lista de Tabelas

Lista de Abreviaturas e Siglas

Lista de Símbolos

1 Introdução **18**

2 Modelagem do Sistema Multimáquinas e Dispositivos TCSC **27**

2.1 Equações Dinâmicas da Máquina Síncrona 27

2.2 Equações Algébricas 29

2.3 Regulador Automático de Tensão 30

2.3.1 Estabilizadores de Sistemas de Potência 31

2.4 Modelagem da Rede Elétrica 32

2.4.1 Inclusão do TCSC 34

2.5 Modelo Dinâmico do TCSC e Controlador Suplementar 38

3 Projeto de Controladores para o Amortecimento de Sistemas de Potência **42**

3.1 Ajuste dos Parâmetros Utilizando Programação Quadrática 43

3.2 Adaptação para Projeto Incremental do TCSC-POD 51

4 Resultados **54**

4.1 Sistema Teste I - Modelo com 10 barras e 4 geradores 56

4.1.1 Ajuste Individual dos Controladores Utilizando o Método 1 57

4.1.2 Ajuste Coordenado Utilizando o Método 2 59

4.2 Sistema Teste II - Modelo com 39 Barras e 10 Geradores 64

4.2.1 Ajuste Individual dos Controladores Utilizando o Método 1 65

4.2.2 Ajuste Coordenado Utilizando o Método 2 67

4.3 Sistema Teste III - Modelo com 69 Barras e 16 Geradores 72

4.3.1 Ajuste Coordenado Utilizando o Método 2 74

5 Conclusão **80**

Referências **82**

Apêndice A – Conceitos Básicos **86**

Apêndice B – Método de Compensação de Fase Utilizando Resíduos **90**

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

1 Diagrama de blocos do regulador automático de tensão 30

2 Estrutura do PSS 32

3 Capacitor Série Controlado a Tiristor - TCSC 35

4 Dispositivo TCSC na Linha de Transmissão 35

5 Diagrama de blocos do TCSC 39

6 Estrutura do controlador POD 39

7 Sistema para dois passos consecutivos 44

8 Sistema em malha aberta para projeto do controlador 44

9 Região no plano complexo para deslocamento do autovalor 47

10 Região correspondente a controladores por avanço de fase 48

11 Região modificada para deslocamento do autovalor 52

12 Diagrama unifilar do sistema teste I 56

13 Posicionamento dos modos eletromecânicos do sistema teste I utilizando o método 1 58

14 Resposta em frequência dos controladores ajustados para o sistema teste I utilizando o método 1 58

15 Deslocamento incremental dos modos eletromecânicos do sistema teste I 60

16 Resposta em frequência dos controladores ajustados para o sistema teste I utilizando o método 2 60

17 Diferença entre os desvios das velocidades dos rotores das máquinas do sistema teste I utilizando o método 2 61

18 Diferença angular entre os rotores das máquinas do sistema teste I utilizando o método 2 61

19 Desvio da potência ativa na linha de transmissão do sistema teste I utilizando o método 2 62

20 Diagrama unifilar do sistema teste II 64

21 Posicionamento dos modos eletromecânicos do sistema teste II utilizando o método 1 66

22 Resposta em frequência dos controladores ajustados para o sistema teste II utilizando o método 1 67

23 Deslocamento incremental dos modos eletromecânicos do sistema teste II . . . 69

24 Resposta em frequência dos controladores ajustados utilizando o método 2 para o sistema teste II 70

25 Diferença entre os desvios das velocidades dos rotores das máquinas do sistema teste II utilizando o método 2 70

26 Diferença angular entre os rotores das máquinas do sistema teste II utilizando o método 2 71

27 Desvio da potência ativa na linha de transmissão do sistema teste II utilizando o método 2 71

28 Diagrama unifilar do sistema teste III 72

29 Deslocamento incremental dos modos eletromecânicos do sistema teste III . . . 75

30 Autovalores do sistema teste III utilizando o método 2 76

31 Resposta em frequência dos controladores obtidos para o sistema teste III utilizando o método 2 77

32 Diferença entre os desvios das velocidades dos rotores das máquinas do sistema teste III utilizando o método 2 77

33 Diferença angular entre os rotores das máquinas do sistema teste III utilizando o método 2 78

34 Desvio da potência ativa na linha de transmissão do sistema teste III utilizando o método 2 79

35 Estrutura de controle do sistema por realimentação da saída 86

36 Realimentação da máquina k 91

37 Representação da fase a ser compensada 92

38 Diagrama de Bode Ilustrativo 93

LISTA DE TABELAS

1 Modos eletromecânicos do sistema teste I em malha aberta 56

2 Parâmetros dos controladores projetados para o sistema teste I utilizando o método 1 57

3 Posicionamento final dos modos eletromecânicos do sistema teste I utilizando o método 1 57

4 Parâmetros dos controladores projetados simultaneamente para o sistema teste I utilizando o método 2 59

5 Posicionamento dos modos eletromecânicos do sistema teste I utilizando o método 2 59

6 Modos Eletromecânicos em Malha Aberta do Sistema Teste II 65

7 Parâmetros dos controladores projetados para o sistema teste II utilizando o método 1 65

8 Posicionamento final dos modos eletromecânicos do sistema teste II utilizando o método 1 66

9 Parâmetros dos controladores projetados simultaneamente para o sistema teste II utilizando o método 2 67

10 Modos eletromecânicos do sistema teste II em malha fechada utilizando o método 2 68

11 Modos eletromecânicos locais do sistema teste III em malha aberta 73

12 Modos eletromecânicos interáreas do sistema teste III em malha aberta 73

13 Parâmetros dos controladores projetados para o amortecimento dos modos eletromecânicos do sistema teste III utilizando o método 2 74

14 Posicionamento final dos modos locais do sistema teste III utilizando o método 2 75

15 Posicionamento final dos modos interáreas do sistema teste III utilizando o método 2 76

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ESP	Estabilizador de Sistemas de Potência
FACTS	*Flexible AC Transmission Systems*
TCSC	*Thyristor Controlled Series Capacitor*
POD	*Power Oscillation Damping*
PSS	*Power System Stabilizer*
OEM	Oscilações Eleletromecânicas
LMI	*Linear Matrix Inequalities*
SSSC	*Static Synchronous Series Compensator*
TSSC	*Thyristor Switched Series Capacitor*
TCSR	*Thyristor Controlled Series Reactor*
TSR	*Thyristor Switched Reator*
SVC	*Static Var Compensator*
STATCOM	*Static Synchronous Compensator*
TCR	*Thyristor Controlled Reactor*
TSC	*Thyristor Switched Capacitor*
NETS	*New England Test System*
NYPS	*New York Power System*
RCT	Reator Controlado a Tiristor
QPP	*Quadratic Programming Problem*

LISTA DE SÍMBOLOS

ω	Velocidade de rotação do rotor da máquina síncrona
δ	Ângulo do rotor da máquina síncrona
P_m	Potência mecânica da máquina síncrona
P_e	Potência elétrica da máquina síncrona
H	Constante de inércia da máquina síncrona
D	Coeficiente de amortecimento da máquina síncrona
V_r	Tensão no eixo real
V_m	Tensão no eixo imaginário
V_d	Tensão no eixo direto da máquina síncrona
V_q	Tensão no eixo em quadratura da máquina síncrona
I_r	Corrente no eixo real
I_m	Corrente no eixo imaginário
I_d	Corrente no eixo direto
I_q	Corrente no eixo em quadratura
ω_0	Velocidade síncrona (377 rad/s)
R_A	Resistência de armadura
E'_q	Tensão transitória do eixo em quadratura da máquina síncrona
E_{fd}	Tensão de campo
T'_{d0}	Constante de tempo transitória de eixo direto

x_d, x'_d	Reatâncias da máquina síncrona de eixo direto
x_q, x'_q	Reatâncias da máquina síncrona de eixo em quadratura
Δ	Pequena variação em torno do ponto de operação
K_a	Ganho do regulador de tensão
T_a	Constante de tempo do regulador de tensão
V_t	Tensão terminal da máquina síncrona
V_s	Tensão de saída do estabilizador de sistemas de potência
V_{ref}	Tensão de referência do regulador de tensão
K_{PSS}	Ganho do estabilizador de sistemas de potência
t_w	Constante de tempo do filtro *washout*
t_1, t_3	Constantes de tempo do numerador do PSS e POD
t_2, t_4	Constantes de tempo do denominador do PSS e POD
Y	Matriz de admitâncias da rede elétrica
G	Matriz de condutâncias da rede elétrica
B	Matriz de susceptâncias da rede elétrica
x	Variáveis de estados do sistema
z	Variáveis algébricas do sistema elétrico
u	Variáveis de entrada
y	Variáveis de saída
A, B, C, D	Matrizes no espaço de estados
α	Ângulo de disparo dos tiristores
X_C	Impedância fixa do TCSC

X_L	Impedância indutiva variável do TCSC
X_c	Impedância equivalente do TCSC
Z_{ij}	Impedância da linha entre as barras i e j
I_{ij}^r	Componente real da corrente na linha entre as barras i e j
K_r	Derivadas parciais da componente real da corrente na linha
I_{ij}^m	Componente imaginária da corrente na linha entre as barras i e j
K_m	Derivadas parciais da componente imaginária da corrente na linha
T_c	Constante de tempo do dispositivo TCSC
X_C	Capacitância fixa do TCSC
X_c	Capacitância equivalente do TCSC
X_{POD}	Sinal estabilizante produzido pelo controlador suplementar POD
X_{ref}	Sinal de referência do TCSC
P_{ij}	Fluxo de potência ativa na linha entre as barras i e j
Q_{ij}	Fluxo de potência reativa na linha entre as barras i e j
K_P	Derivadas parciais da potência ativa na linha entre as barras i e j
$G(s)$	Matriz de funções de transferência do sistema em malha aberta
$F(s)$	Matriz de funções de transferência dos controladores PSS e POD
ρ_{ik}	Resíduo do i-ésimo autovalor em relação ao k-ésimo controlador
λ	Autovalor
$J(X)$	Função objetivo
$g(X)$	Conjunto de restrições
x_{k2}, x_{k1}, x_{k0}	Coeficientes dos numeradores dos controladores PSS e POD

T_k	Constante de tempo dos denominadores dos controladores PSS e POD
ξ	Coeficiente de amortecimento dos autovalores
f	Frequência de oscilação dos autovalores

1 INTRODUÇÃO

A estabilidade de um sistema elétrico de potência é de fundamental importância para confiabilidade e segurança de sua operação. Seu estudo envolve dinâmicas complexas e não lineares influenciadas por vários dispositivos sujeitos a constantes mudanças operacionais.

Segundo (KUNDUR, 1994) o sistema de potência será estável se for capaz de recuperar seu estado de operação em equilíbrio a partir de uma determinada condição inicial após sofrer uma perturbação. Já a instabilidade do sistema é observada tradicionalmente quando o mesmo se torna incapaz de manter o sincronismo. Assim, um sistema é considerado satisfatoriamente estável se todas as máquinas síncronas permanecerem em sincronismo.

Tal característica está relacionada à estabilidade do ângulo do rotor, que envolve o estudo de oscilações eletromecânicas (OEM) inerentes ao sistema elétrico. Tais oscilações são responsáveis por alterações na potência de saída da máquina e são causadas pelo desbalanço entre o torque mecânico de entrada e o torque elétrico de saída resultante após uma perturbação, causando aceleração ou desaceleração dos rotores de uma ou mais máquinas do sistema elétrico. Assim, a transferência de potência pode ser afetada quanto maior for a diferença angular entre os geradores, podendo o sistema ser levado à instabilidade (KUNDUR et al., 2004).

Por conveniência, o estudo da estabilidade do ângulo do rotor é dividido em duas categorias diretamente relacionadas à natureza do distúrbio: *estabilidade a grandes perturbações* (ou estabilidade transitória) e *estabilidade a pequenas perturbações* (ou pequenos sinais)(KUNDUR, 1994; KUNDUR et al., 2004).

A primeira categoria é a capacidade do sistema de potência se manter em sincronismo

quando sujeito a uma perturbação transitória severa, como por exemplo, um curto-circuito em uma linha de transmissão. A resposta do sistema neste caso, envolve grandes desvios do ângulo do rotor do gerador e é influenciada por uma relação potência-ângulo não linear (KUNDUR et al., 2004).

A segunda, à qual está relacionado este trabalho, é definida como a capacidade de o sistema se manter em sincronismo sob pequenas perturbações, como por exemplo, variações na carga ao longo do dia. Tais oscilações são consideradas suficientemente pequenas para que o sistema possa ser linearizado em torno de um ponto de operação e técnicas de controle linear possam ser aplicadas em sua análise (KUNDUR et al., 2004).

A instabilidade de pequenos sinais é em geral, um problema relacionado à falta de torque amortecedor, ocasionando oscilações de amplitudes crescentes no rotor da máquina síncrona. São dois os tipos de oscilações de interesse considerados neste trabalho: *modos locais* e *modos interáreas* (KUNDUR et al., 2004).

Os modos locais estão associados às oscilações de máquinas localizadas em uma determinada estação geradora com relação ao restante do sistema de potência. A frequência de oscilação dos modos locais é tipicamente entre 1 e 2 Hz.

Os modos interáreas estão associados às oscilações de várias máquinas de uma área do sistema contra máquinas em outras áreas. Eles são causados por dois ou mais grupos de máquinas acopladas, interconectadas por linhas fracas e são caracterizados por oscilações de frequências inferiores a 1 Hz.

Frente a isso, grandes esforços vêm sendo feitos a fim de se obter uma técnica adequada para amortecimento das oscilações eletromecânicas através de projetos de controladores.

Uma das dificuldades nestes projetos encontra-se no fato de o sistema elétrico de potência possuir característica altamente não linear, envolvendo a dinâmica de um elevado número de geradores, centros de carga e sistemas de excitação tornando sua representação matemática complexa, composta por um elevado número de equações algébricas e diferenciais.

Outra dificuldade encontrada se deve ao fato de o sistema poder sofrer variações em suas condições de operação ao longo do dia. Tais variações podem causar instabilidade em um modo de oscilação para um determinado ponto operativo enquanto que para outro não.

Em (DEMELLO; CONCORDIA, 1969), os autores mostram, através do estudo de uma máquina modelada contra barramento infinito, os efeitos do regulador automático de tensão sobre o torque amortecedor da máquina síncrona. Sendo este reduzido quanto maior for o ganho do regulador, ocasionando oscilações do tipo local.

Como solução, é proposto um controlador de amortecimento chamado Estabilizador de Sistemas de Potência (ESP) ou do inglês *Power System Stabilizer* (PSS), que atua introduzindo um torque elétrico em fase com os desvios de velocidade do rotor. Tais estabilizadores são amplamente utilizados até os dias de hoje devido à sua facilidade de projeto e baixo custo de implementação.

Em seguida, várias técnicas de controle foram sendo desenvolvidas para se projetar controladores PSS para o amortecimento de oscilações de baixa frequência. Entre elas, metodologias baseadas em álgebra linear e análise modal as quais envolvem o estudo dos resíduos das funções de transferência do sistema, compensação de fase e sensibilidade dos autovalores (ARCIDIACONO et al., 1980; PAGOLA; PEREZ-ARRIAGA; VERGHESE, 1989; OSTOJIC, 1991; ABOUL-ELA et al., 1996).

Além do projeto dos controladores estes trabalhos abordam a análise de sensibilidade como uma avaliação dos possíveis locais de instalação dos mesmos dentro do sistema de potência.

O ajuste coordenado de controladores baseados em deslocamento dos autovalores a partir de seus respectivos resíduos utilizando programação linear matemática foi abordado em (DOI; ABE, 1984; MARTINS; LIMA, 1990). Por exemplo em (FERRAZ; MARTINS; TARANTO, 2001), esta abordagem foi realizada para efetuar um deslocamento parcial de polos através do método de Newton Raphson.

Ainda, dentro da linha de pesquisa de deslocamento de autovalores utilizando sensibilidade

e programação matemática, foi apresentado em (ZANETTA; CRUZ, 1997; ZANETTA; CRUZ, 2005) uma metodologia para projeto incremental de estabilizadores de sistemas de potência a qual consiste em resolver um problema de programação quadrática cuja função objetivo envolve a minimização da medida do ganho dos controladores, respeitando a um conjunto de restrições de ganho, posicionamento de zeros e deslocamento parcial de autovalores.

Programação cônica também foi abordada por exemplo em (JABR; PAL; MARTINS, 2010), onde os autores minimizam a distância euclideana entre a localização inicial e ótima dos autovalores para obter controladores PSS robustos. De maneira geral, a programação cônica envolve a minimização de uma função objetivo linear, sujeita a um conjunto de restrições cônicas e lineares. Neste trabalho, foram realizados dois projetos, primeiramente o ajuste somente dos ganhos dos controladores, com as fases pré definidas e em seguida o ajuste de ganhos e zeros.

Em (ARAUJO; ZANETTA, 2001), é apresentado um método de imposição de polos através do determinante da matriz de funções de transferência do sistema de potência. Esta formulação resulta em um sistema de equações não-lineares as quais são resolvidas através do método de Newton-Raphson para obtenção dos parâmetros dos controladores PSS.

Na literatura também se encontram trabalhos que abordam algoritmos evolutivos, como por exemplo algoritmos genéticos, os quais se baseiam em evolução biológica utilizando princípios de evolução e seleção natural (BOMFIM; TARANTO; FALCAO, 2000; BOMFIM et al., 2010). Contudo esta metodologia requer um alto tempo de processamento devido às várias combinações de parâmetros realizadas.

Desigualdades matriciais lineares (LMI's) também são utilizadas e têm se mostrado promissoras pois permitem posicionamento regional de polos, minimização de ganhos, decentralização e robustez. Foi utilizada com sucesso por exemplo em (OLIVEIRA; RAMOS; BRETAS, 2007; SCAVONI et al., 2001; CAMPOS; CRUZ; ZANETTA, 2006). Contudo é uma técnica que exige um alto esforço computacional (em alguns casos pode levar horas para se obter uma solução) e além disso as restrições e estruturas adotadas para as variáveis podem levar o problema à infactibilidade ou resultar em controladores de ordem muito elevada.

Outras técnicas de ajuste coordenado de estabilizadores de sistemas de potência são discutidas em (PAL; CHAUDHURI, 2005).

Contudo, com o contínuo crescimento da demanda de energia elétrica e o aumento das cargas ao longo das linhas de transmissão, surgiu a necessidade de interconexão de grandes sistemas, resultando em limitações na capacidade de carga e transferência de potência. Isso pode gerar problemas de estabilidade especialmente relacionados às oscilações interáreas, sua origem, impactos e análise são discutidos em (KLEIN; ROGERS; KUNDUR, 1991). Nestes casos, somente o emprego de controladores PSS pode não ser suficiente para garantir um amortecimento adequado ao sistema.

Neste contexto, os dispositivos FACTS (*"Flexible AC Transmission Systems"*) surgem como uma alternativa eficaz, permitindo o amortecimento dos modos interáreas através do controle do fluxo de potência na linha, modulando a potência elétrica transmitida e reduzindo as oscilações entre grupos de geradores.

Os dispositivos FACTS são classificados em duas principais categorias: compensador em série e compensador em paralelo (*shunt*) (HINGORANI; GYUGYI, 2000).

O compensador série pode ser uma reatância ou fonte variável em série com a linha de transmissão. Seu principio de operação é compensar a queda de tensão indutiva da linha através da inserção de uma queda de tensão, e com isso controlar o fluxo de potência na mesma. Como exemplos de dispositivos utilizados para compensação série tem-se: SSSC (*Static Synchronous Series Compensator*), TCSC (*Thyristor Controlled Series Capacitor*), TSSC (*Thyristor Switched Series Capacitor*), TCSR (*Thyristor Controlled Series Reactor*), TSR (*Thyristor Switched Reator*), etc.

O compensador paralelo também pode ser uma reatância ou fonte variável, contudo, atua injetando corrente na linha de maneira a gerar ou consumir potência reativa. Exemplos de dispositivos utilizados para compensação em paralelo: SVC (*Static Var Compensator*), STATCOM (*Static Synchronous Compensator*), TCR (*Thyristor Controlled Reactor*), TSC (*Thyristor*

Switched Capacitor), etc.

Dentre os diversos dispositivos FACTS citados, o TCSC (Capacitor Série Controlado a Tiristor em português) é um equipamento amplamente utilizado como compensador série em longas linhas de transmissão que permite elevar o amortecimento de oscilações de baixa frequência do tipo interáreas e o amortecimento de oscilações subsíncronas (SONG; JOHNS, 1999; HINGORANI; GYUGYI, 2000; PASERBA, 2003) e será utilizado neste trabalho de mestrado para o amortecimento de oscilações interáreas.

Como exemplo de aplicação do TCSC para amortecimento de oscilações interáreas, pode-se destacar o caso de sucesso da interconexão do sistema elétrico Norte-Sul brasileiro (GAMA, 1999; GAMA et al., 2000; SAVELLI et al., 2007; SIMOES et al., 2009).

Para garantir amortecimento efetivo aos modos eletromecânicos através da instalação de equipamentos TCSC (ou outros dispositivos FACTS) na rede, é necessária a associação do mesmo a controladores suplementares para amortecimento de oscilações de potência, os quais são chamados de controladores POD (*"Power Oscillation Damping"*) (LARSEN; SWANN, 1981; WANG, 2000).

Tais controladores utilizam como entrada o fluxo de potência na linha de transmissão, corrente ou tensão terminal do dispositivo e possuem a mesma estrutura dos controladores PSS (HINGORANI; GYUGYI, 2000).

Muitos trabalhos analisam o impacto dos equipamentos FACTS sobre os modos eletromecânicos pouco amortecidos ao mesmo tempo em que tentam contribuir com técnicas de projeto de controladores POD para amortecimentos de tais modos (CHAUDHURI; PAL, 2004; MIOTTO; COVACIC, 2010).

Uma das técnicas abordadas na literatura para o ajuste coordenado de controladores PSS e POD é a programação linear, utilizada por exemplo em (POURBEIK; GIBBARD, 1996), onde os autores realizam uma análise do amortecimento e do coeficiente de torque sincronizante induzidos pelos dispositivos FACTS inseridos no sistema e utilizam este conceito posteriormente,

juntamente com programação linear, para o ajuste coordenado do ganho dos controladores, considerando a fase pré-definida (POURBEIK; GIBBARD, 1998; GIBBARD; VOWLES; POURBEIK, 2000). Possíveis interações entre diferentes tipos de controladores são discutidas em (MARTINS et al., 2000).

Metodologias aplicadas para o projeto de controladores PSS foram posteriormente expandidas para a aplicação em sistemas equipados com FACTS. Por exemplo, (KUIAVA; RAMOS; BRETAS, 2007) que formula o problema através de LMI´s e posicionamento de polos e (SIMFUKWE et al., 2012) que utiliza programação cônica.

Neste último foi realizado somente o ajuste dos ganhos dos controladores, com uma pequena adaptação em relação ao projeto anterior que contemplava somente estabilizadores para os geradores. Diferentemente dos controladores PSS's, cujas fases foram ajustadas através da função GEP, para o projeto envolvendo FACTS a fase dos seus controladores suplementares foram ajustadas utilizando os resíduos das funções de transferência, e além disso, foi necessário reajustá-las após algumas iterações do programa numérico. Como resultado, foi obtido um amortecimento de 10% para os modos interáreas e 5% para os modos locais.

Em (MAJUMDER et al., 2005), o autor utiliza a técnica H_∞ *loop shaping* no projeto de um controlador robusto para um dispositivo TCSC instalado na interconexão de duas áreas. Tal técnica consiste em aplicar uma pré e pós compensação na planta para moldar a resposta em frequência do sistema em malha aberta e em seguida realizar o projeto do controlador robusto.

Existem na literatura diversos métodos propostos que podem ser utilizados para o ajuste coordenado de dispositivos FACTS. Em geral as técnicas utilizadas são baseadas em álgebra linear, análise de sensibilidade e otimização, já citadas anteriormente; posicionamento de polos (RAO; SEN, 2000); inteligência artificial incluindo algoritmos genéticos (SUBRAMANIAN; DEVI, 2010; NARNE; PANDA, 2012), lógica fuzzy, busca tabu, enxame de partículas (SUNKARA; NARNE; PANDA, 2013; BAMASAK; ABIDO, 2011) e redes neurais artificiais; otimização H_∞ (CHAUDHURI; PAL, 2004); otimização não-linear (CAI; ERLICH, 2005), etc. Uma discussão sobre estas e outras técnicas de projeto de controladores para FACTS pode ser vista em (SINGH; SHARMA; TIWARI,

2010).

Neste contexto, esta pesquisa de mestrado propõe investigar e expandir a utilização da metodologia de ajuste incremental apresentada em (ZANETTA; CRUZ, 2005), inicialmente aplicada para o projeto de estabilizadores de sistemas de potência. Neste trabalho, ela será adaptada para possibilitar a realização de um projeto coordenado de controladores PSS e TCSC-POD com a finalidade de amortecer adequadamente oscilações locais e interáreas.

Adicionalmente será realizado um ajuste individual dos controladores utilizando o método de compensação de fase através dos resíduos das funções de transferência em malha aberta. Esta etapa não possui a finalidade de realizar uma comparação entre as duas metodologias de projeto, mas sim de obter uma melhor familiaridade com os sistemas e seus respectivos resíduos.

Três sistemas multimáquinas serão analisados. O primeiro deles, um sistema composto por 4 máquinas síncronas posicionadas em 2 áreas interconectadas por uma linha de transmissão longa. Este sistema possui um modo interáreas instável e dois modos locais pouco amortecidos. A proposta consiste em projetar dois controladores PSS e um controlador suplementar POD para o dispositivo TCSC instalado na interconexão das duas áreas.

O segundo, é um sistema multimáquinas apresentado na literatura como *"New England Test System (NETS) "* composto por 9 máquinas síncronas conectadas a um barramento infinito. O sistema é dividido em 2 áreas interconectadas e possui 1 modo interáreas e 8 modos locais. A proposta consiste no projeto de 8 controladores PSS e um controlador suplementar POD para o dispositivo TCSC instalado no sistema.

O terceiro sistema é conhecido como *New York Power System - New England Test System (NYPS-NETS)*, composto por 16 máquinas distribuídas em 5 áreas. Possui 15 modos eletromecânicos sendo 4 interáreas e 11 locais e será realizado o ajuste de 11 PSS e 4 TCSC-POD para amortecer todos os modos eletromecânicos deste sistema.

O trabalho possui a seguinte estrutura:

- **Capítulo 2 - Modelagem do Sistema Multimáquinas e Dispositivos TCSC**. Neste capí-

tulo serão mostradas as equações da máquina elétrica, assim como as equações matemáticas necessárias para sua modelagem. Será apresentada também a estrutura utilizada nesta pesquisa para os estabilizadores de sistemas de potência. Em seguida o dispositivo TCSC será abordado, mostrando como é feita sua inclusão na rede elétrica, o modelo dinâmico adotado neste trabalho e finalmente a estrutura do controlador suplementar POD.

- **Capítulo 3 - Projeto de Controladores para a Amortecimento de Sistemas de Potência**. Este capítulo consiste na apresentação da principal metodologia de projeto utilizada neste trabalho, descrevendo a formulação matemática originalmente utilizada para o deslocamento incremental dos polos do sistema utilizando programação quadrática e a modificação realizada para aplicação em projeto coordenado de controladores PSS e dispositivos TCSC-POD.

- **Capítulo 4 - Resultados**. Neste capítulo serão mostrados os resultados e simulações realizadas para atingir o objetivo desta pesquisa.

- **Capítulo 5 - Conclusão**. Consiste na apresentação das principais conclusões deste trabalho.

2 MODELAGEM DO SISTEMA MULTIMÁQUINAS E DISPOSITIVOS TCSC

O estudo de estabilidade de sistemas de potência envolve um grande número de equações não lineares e complexas, fazendo-se necessária a realização de aproximações e considerações físicas, sendo que, para o estudo de estabilidade a pequenas perturbações é necessário linearizar o sistema em torno de um ponto de operação.

Neste capítulo serão apresentadas as equações gerais que compõem a modelagem dos geradores síncronos e reguladores de tensão e sua inserção na rede elétrica a qual é composta por linhas de transmissão, dispositivos FACTS e cargas.

2.1 Equações Dinâmicas da Máquina Síncrona

A representação da máquina síncrona é composta por equações mecânicas e equações elétricas e o estudo da estabilidade de pequenas sinais será realizado a partir de uma abordagem linear por expansão em série de Taylor.

Serão considerados para sua modelagem os enrolamentos no estator (enrolamentos das fases a, b e c) e o enrolamento do rotor (enrolamento de campo), o que implica em dois sistemas de coordenadas em atuação: para representar as grandezas da rede, um sistema de coordenadas estacionárias nos eixos real (r) e imaginário (m) e para representar as grandezas do rotor, um sistema de coordenadas rotacionais nos eixos direto (d) e quadratura (q).

Para trabalhar em um sistema em comum é necessário o uso de uma relação de transforma-

ção, descrita pela eq. (2.1), e com isso o tratamento das reatâncias se tornam simplificados.

$$\begin{bmatrix} d \\ q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\delta & \sin\delta \\ -\sin\delta & \cos\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} r \\ m \end{bmatrix} \tag{2.1}$$

Na equação (2.1), δ corresponde ao ângulo do rotor da máquina síncrona entre o eixo fixo real(r) e o eixo rotativo direto (d).

As equações mecânicas da máquina síncrona representam a relação entre o balanço de potência da máquina com a variação da velocidade angular do rotor (equação de oscilação ou *swing*). As equações são dadas por (TAPIA, 2013):

$$\dot{\omega} = \frac{1}{2H}P_m - \frac{1}{2H}P_e - \frac{1}{2H}D\omega \tag{2.2}$$

$$\dot{\delta} = \omega_0\,(\omega - 1) \tag{2.3}$$

onde ω é a velocidade do rotor, ω_0 é a velocidade de referência, δ é o angulo do rotor, P_m e P_e são as potências mecânica e elétrica da máquina síncrona.

Além disso, a potência elétrica no entreferro é dada por:

$$P_e = V_r\cos\delta I_d + V_m sen\delta I_d - V_r sen\delta I_q + V_m\cos\delta I_q + R_A\left(I_d^2 + I_q^2\right) \tag{2.4}$$

onde V_r e V_m são as tensões de eixo real e imaginário, I_d e I_q são as correntes de eixo direto e quadratura respectivamente e R_A é a resistência de armadura.

A tensão transitória do eixo em quadratura considerando o efeito do enrolamento de campo é dada por:

$$\dot{E}'_q = -\frac{1}{T'_{d0}}E'_q + \frac{1}{T'_{d0}}E_{fd} - \frac{1}{T'_{d0}}(x_d - x'_d)I_d \tag{2.5}$$

onde x_d é a reatância de eixo direto, x'_d é a reatância transitória de eixo direto e T'_{d0} é a constante de tempo de eixo direto em circuito aberto.

As tensões internas e nos terminais das máquinas, expressas em eixo direto e quadratura,

são representadas conforme as equações (2.6) e (2.7).

$$E'_d = V_d + R_A I_d - x'_q I_q \tag{2.6}$$

$$E'_q = V_q - R_A I_q + x'_d I_d \tag{2.7}$$

A linearização de (2.2), (2.3) e (2.5), resulta nas equações de estado fundamentais que definem um gerador síncrono (TAPIA, 2013):

$$\begin{aligned}\Delta\dot{\omega} = &-\frac{1}{2H}\omega_0\Delta\omega - \frac{1}{2H}\left(V_q^o I_d^o - V_d^o I_q^o\right)\Delta\delta - \frac{1}{2H}\left(V_d^o + 2R_A I_d^o\right)\Delta I_d \\ &-\frac{1}{2H}\left(V_q^o + 2R_A I_q^o\right)\Delta I_q - \frac{1}{2H}I_r^o\Delta V_r - \frac{1}{2H}I_m^o\Delta V_m + \frac{1}{2H}\Delta P_m\end{aligned} \tag{2.8}$$

$$\Delta\dot{\delta} = \omega_0\Delta\omega \tag{2.9}$$

$$\Delta\dot{E}'_q = -\frac{1}{T'_{d0}}\Delta E'_q + \frac{1}{T'_{d0}}\Delta E_{fd} - \frac{1}{T'_{d0}}\left(x_d - x'_d\right)\Delta I_d \tag{2.10}$$

onde ω é a velocidade do rotor, H é a constante de inércia da máquina, ω_0 é a velocidade síncrona, ou seja, $377 rad/s$, V_d é a tensão do eixo direto da máquina síncrona, V_q é a tensão do eixo em quadratura, V_r é a tensão no eixo real, V_m é a tensão no eixo imaginário (V_r e V_m são as componentes da tensão da barra da rede elétrica a qual está conectada a máquina), E_{fd} é a tensão de campo, I_d e I_q são as correntes da máquina referentes à coordenada da própria máquina, I_r e I_m são as correntes da máquina referentes à coordenada da rede elétrica, δ é o ângulo de carga da máquina síncrona, R_A é a resistência de armadura, P_m é a potência mecânica (geralmente considerada constante), E'_q é a tensão transitória do eixo em quadratura, T'_{d0} é a constante de tempo transitória de eixo direto e finalmente x_d e x'_d são as reatâncias da máquina síncrona no eixo direto, Δ representa um pequeno desvio próximo ao ponto de operação indicado pelo índice "o".

2.2 Equações Algébricas

Além das equações dinâmicas, representadas por (2.8), (2.9) e (2.10), são necessárias equações algébricas, as quais relacionam as variáveis de estado às grandezas da rede elétrica.

Para o modelo de terceira ordem, linearizando as equações (2.6) e (2.7) em torno do ponto de operação, as equações algébricas de uma máquina síncrona resultam em:

$$-V_d^o\Delta\delta - \Delta E_q' + x_d'\Delta I_d - R_A\Delta I_q - sen\delta_o\Delta V_r + cos\delta_o\Delta V_m = 0 \tag{2.11}$$

$$V_q^o\Delta\delta + R_A\Delta I_d - x_d'\Delta I_q + cos\delta_o\Delta V_r + sen\delta_o\Delta V_m = 0 \tag{2.12}$$

2.3 Regulador Automático de Tensão

Às equações apresentadas anteriormente, acrescenta-se a dinâmica de um regulador de tensão. O regulador de tensão faz parte do sistema de excitação do gerador e tem a função de manter a tensão terminal dentro dos limites pré estabelecidos.

Neste trabalho será adotado o modelo estático, representado por uma equação diferencial de primeira ordem como pode ser visto na figura 1 (CAMPOS, 2008).

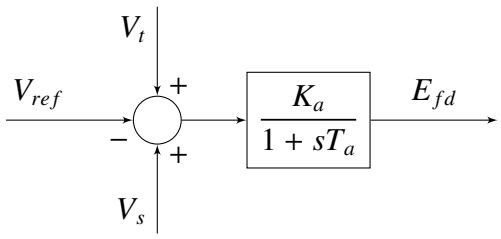

Figura 1: Diagrama de blocos do regulador automático de tensão

Na figura 1, V_{ref} é a tensão de referência, V_t é a tensão nos terminais da máquina síncrona, V_s é o sinal estabilizante produzido pelo controlador suplementar PSS, K_a e T_a são respectivamente o ganho estático e a constante de tempo do regulador de tensão.

Sua equação dinâmica pode ser facilmente deduzida através da figura 1:

$$\dot{E}_{fd} = -\frac{1}{T_a}E_{fd} - \frac{K_a}{T_a}\left(V_t^o + V_{ref} + V_s\right) \tag{2.13}$$

Linearizando-se (2.13) para pequenos desvios em torno do ponto de operação resulta:

$$\Delta\dot{E}_{fd} = -\frac{1}{T_a}\Delta E_{fd} - \frac{K_a}{T_a}\frac{V_r^o}{V_t^o}\Delta V_r + \frac{K_a}{T_a}\frac{V_m^o}{V_t^o}\Delta V_m + \frac{K_a}{T_a}\Delta V_{ref} + \frac{K_a}{T_a}\Delta V_s \tag{2.14}$$

E com isso, tem-se que as equações (2.8), (2.9) e (2.10) e (2.14) formam o conjunto de equações diferenciais da máquina síncrona, enquanto as equações (2.11) e (2.12) são as equações algébricas do modelo.

As variáveis de estado são os desvios da velocidade angular $\Delta\omega$, do ângulo interno $\Delta\delta$, da tensão transitória do eixo em quadratura $\Delta E'_q$ e da tensão de campo ΔE_{fd}. As variáveis algébricas são as componentes de corrente no eixo direto e em quadratura ΔI_d e ΔI_q e as componentes de tensão real e imaginária ΔV_r e ΔV_m.

2.3.1 Estabilizadores de Sistemas de Potência

Os estabilizadores de sistemas de potência foram originalmente propostos em (DEMELLO; CONCORDIA, 1969) como uma metodologia de projeto de controladores de amortecimento baseada em uma técnica de compensação de fase no domínio da frequência.

Neste trabalho os autores decompuseram o torque elétrico que é composto por uma componente de torque sincronizante, em fase com o desvio angular do rotor, e uma componente de torque amortecedor, em fase com o desvio da velocidade angular da máquina e mostraram que a inclusão do regulador de tensão diminui o torque amortecedor na máquina síncrona, o que dá origem a oscilações eletromecânicas de baixa frequência, resultando em instabilidade de pequenos sinais em sistema elétricos de potência (DEMELLO; CONCORDIA, 1969).

Desta maneira, a função do PSS é realizar uma modulação da excitação do gerador com a finalidade de produzir uma componente de torque elétrico em fase com o desvio angular da máquina síncrona, de maneira a compensar o atraso de fase no laço eletromecânico, entre a entrada do regulador de tensão e o torque elétrico do gerador.

Neste trabalho, o sinal adotado para a entrada do PSS é a velocidade da máquina síncrona $\Delta\omega$ e o diagrama de blocos do estabilizador pode ser visto na figura 2.

No diagrama anterior, observa-se que o sinal estabilizante PSS é constituído por um ganho

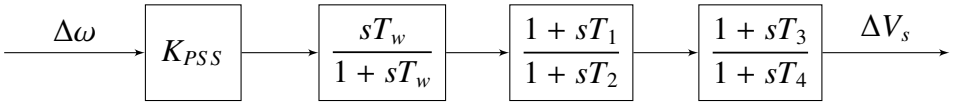

Figura 2: Estrutura do PSS

estático (K_{PSS}); dois blocos de avanço-atraso os quais realizam a compensação de fase resultante da interação entre a máquina e o regulador de tensão; e um bloco *washout* responsável por inibir a ação de controle em regime permanente.

Uma possibilidade de projeto é adotar que T_2, T_4 e T_w possuem valores conhecidos. Com isso o problema de projeto do controlador resulta em obter os parâmetros do numerador (T_1 e T_3) e o valor do ganho estático (K_{PSS}). Uma simplificação adicional também pode ser feita considerando $T_2 = T_4$.

2.4 Modelagem da Rede Elétrica

Além das equações dinâmicas dos geradores e das equações que relacionam as variáveis de estado às variáveis algébricas, são necessárias equações que modelem a rede elétrica.

A rede elétrica é descrita por uma matriz de admitâncias Y que realiza a associação entre as correntes e as tensões nodais (TAPIA, 2013):

$$\begin{bmatrix} I_1 \\ \vdots \\ I_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{11} & \cdots & Y_{1n} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ Y_{n1} & \cdots & Y_{nn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_1 \\ \vdots \\ V_n \end{bmatrix} \tag{2.15}$$

onde n é o número de barras da rede e Y_{ij} é a admitância da linha entre as barras i e j.

Considere:

$$V_j = V_{rj} + jV_{mj} \tag{2.16}$$

$$I_i = I_{ri} + jI_{mi} \tag{2.17}$$

$$Y_{ij} = G_{ij} + jB_{ij} \tag{2.18}$$

onde G é a matriz de condutâncias e B é a matriz de susceptâncias.

Para a *i-ésima* barra da rede, a corrente elétrica pode ser representada por:

$$I_i = I_{ri} + jI_{mi} = \sum_{j=1}^{n}(G_{ij}V_{rj} - B_{ij}V_{mj}) + j\sum_{j=1}^{n}(B_{ij}V_{rj} + G_{ij}V_{mj}) \tag{2.19}$$

Separando as partes real (r) e imaginária (m) e linearizando para pequenos desvios resulta:

$$\Delta I_{ri} = \sum_{j=1}^{n}(G_{ij}\Delta V_{rj} - B_{ij}\Delta V_{mj}) \tag{2.20a}$$

$$\Delta I_{mi} = \sum_{j=1}^{n}(B_{ij}\Delta V_{rj} + G_{ij}\Delta V_{mj}) \tag{2.20b}$$

Ou alternativamente, (2.20) pode ser escrita na forma matricial (TAPIA, 2013):

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G & -B \\ B & G \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_r \\ \Delta V_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\Delta I_r \\ -\Delta I_m \end{bmatrix} \tag{2.21}$$

Com isso, as equações que compõem (2.20) completam a representação do sistema elétrico multimáquinas em espaço de estados no qual Δx são as variáveis de estado, Δz são as variáveis algébricas, Δu são as entradas e Δy são as saídas.

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{x} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta z \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} \Delta u \tag{2.22}$$

$$\Delta y = \begin{bmatrix} C_1 & C_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta z \end{bmatrix} + [D_1]\,\Delta u \tag{2.23}$$

É possível eliminar as variáveis algébricas desenvolvendo as equações (2.22) e (2.23), isolando e substituindo Δz.

$$\Delta\dot{x} = A_{11}\Delta x + A_{12}\Delta z + B_1\Delta u \tag{2.24a}$$

$$0 = A_{21}\Delta x + A_{22}\Delta z + B_2\Delta u \tag{2.24b}$$

$$\Delta y = C_1\Delta x + C_2\Delta z + D_1\Delta u \tag{2.24c}$$

De (2.24b) segue que:

$$\Delta z = -A_{22}^{-1}A_{21}\Delta x - A_{22}^{-1}B_2\Delta u \tag{2.25}$$

Substituindo (2.25) em (2.24a) e (2.24c), resulta:

$$\Delta\dot{x} = \left(A_{11} - A_{12}A_{22}^{-1}A_{21}\right)\Delta x + \left(B_1 - A_{12}A_{22}^{-1}B_2\right)\Delta u \tag{2.26a}$$

$$\Delta y = \left(C_1 - C_2A_{22}^{-1}A_{21}\right)\Delta x + \left(D_1 - C_2A_{22}^{-1}B_2\right)\Delta u \tag{2.26b}$$

Com isso, o resultado é um sistema linear em espaço de estados do tipo:

$$\Delta\dot{x} = A\Delta x + B\Delta u \tag{2.27a}$$

$$\Delta y = C\Delta x + D\Delta u \tag{2.27b}$$

cujo vetor de variáveis de estado Δx é composto por $\Delta\omega$, $\Delta\delta$, $\Delta E'_q$, e ΔE_{fd}, o vetor de variáveis de entrada Δu é composto pelas tensões de referência V_{ref} e o vetor de variáveis de saída Δy é composto pelos desvios das velocidades $\Delta\omega$, os três vetores multiplicados pelo número de máquinas que compõem o sistema.

2.4.1 Inclusão do TCSC

A compensação série capacitiva foi introduzida décadas atrás como um método de redução da impedância reativa da linha a fim de se aumentar a transmissão de potência ativa e a estabilidade das redes de transmissão em alta tensão.

Desta maneira é possível controlar o fluxo de potência na linha, minimizar os efeitos de perturbações sobre o sistema e garantir estabilidade de tensão, melhorar a estabilidade transitória, o amortecimento de oscilações subsíncronas e o amortecimento de oscilações eletromecânicas.

Em especial, para o amortecimento das oscilações eletromecânicas, o TCSC é um dos principais dispositivos utilizados e consiste em um capacitor fixo de compensação série conectado em paralelo com um Reator Controlado a Tiristores (RCT) como pode ser visto na figura 3.

O RCT por sua vez é composto por uma impedância reativa variável controlada por um

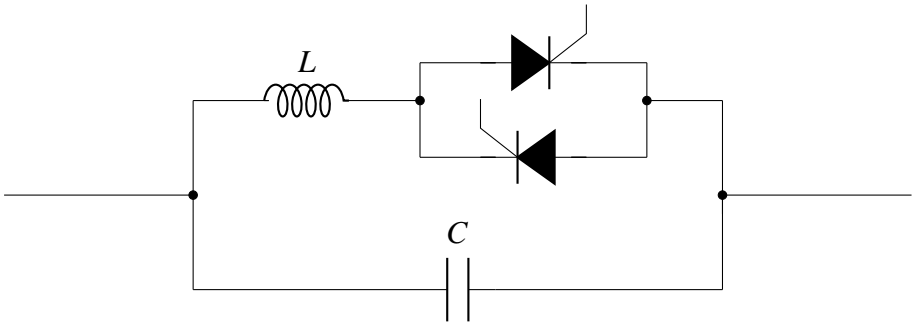

Figura 3: Capacitor Série Controlado a Tiristor - TCSC

ângulo de disparo (α) de uma chave bidirecional composta por dois tiristores. Assim, a impedância equivalente do TCSC é aquela dada pelo circuito LC paralelo que consiste em uma impedância fixa X_C e uma impedância indutiva variável $X_L(\alpha)$ tal que (SONG; JOHNS, 1999; HINGORANI; GYUGYI, 2000):

$$X_{TCSC}(\alpha) = \frac{X_C X_L(\alpha)}{X_L(\alpha) - X_C} \tag{2.28}$$

Desta maneira, é possível realizar o controle efetivo da reatância equivalente do TCSC através do controle do valor da impedância do RCT por combinação em paralelo com o capacitor.

Para entender como o dispositivo foi incluído na rede elétrica multimáquinas considere primeiramente a figura 4, a qual consiste em uma linha de transmissão entre as barras *"i"* e *"j"* (TAPIA, 2013).

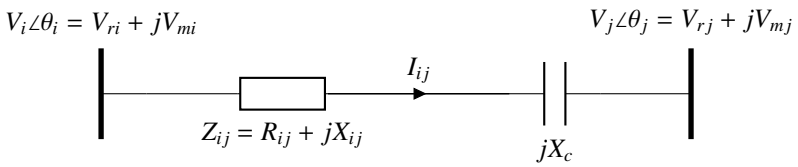

Figura 4: Dispositivo TCSC na Linha de Transmissão

Nesta figura, $V_i\angle\theta_i$ e $V_j\angle\theta_j$ são as tensões nas barras "i" e "j" respectivamente, Z_{ij} é a impedância da linha constituída por uma resistência R_{ij} e uma indutância X_{ij}, X_c é a reatância do capacitor série e I_{ij} é a corrente na linha de transmissão onde o TCSC está instalado.

Da figura 4, tem-se que a corrente que circula pela linha de transmissão, passando pelo

TCSC é dada pela equação:

$$I_{ij} = \frac{V_i\angle\theta_i - V_j\angle\theta_j}{Z_{ij} - jX_c} \tag{2.29}$$

Decompondo a equação (2.29) em parte real e imaginária, resulta:

$$I_{ij}^r = \frac{R_{ij}(V_{ri} - V_{rj}) + (X_{ij} - X_c)(V_{mi} - V_{mj})}{R_{ij}^2 + (X_{ij} - X_c)^2} \tag{2.30a}$$

$$I_{ij}^m = \frac{R_{ij}(V_{mi} - V_{mj}) - (X_{ij} - X_c)(V_{ri} - V_{rj})}{R_{ij}^2 + (X_{ij} - X_c)^2} \tag{2.30b}$$

Linearizando a componente real da corrente na linha de transmissão, obtêm-se os coeficientes segundo as equações que compõem (2.31) e (2.32):

$$\Delta I_{ij}^r = K_{r1}\Delta V_{ri} + K_{r2}\Delta V_{mi} + K_{r3}\Delta V_{rj} + K_{r4}\Delta V_{mj} + K_{r5}\Delta X_c \tag{2.31}$$

$$K_{r1} = \frac{\partial I_{ij}^r}{\partial V_{ri}} = \frac{R_{ij}}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} \tag{2.32a}$$

$$K_{r2} = \frac{\partial I_{ij}^r}{\partial V_{mi}} = \frac{X_{ij} - X_c^o}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} \tag{2.32b}$$

$$K_{r3} = \frac{\partial I_{ij}^r}{\partial V_{rj}} = -\frac{R_{ij}}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} \tag{2.32c}$$

$$K_{r4} = \frac{\partial I_{ij}^r}{\partial V_{mj}} = -\frac{X_{ij} - X_c^o}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} \tag{2.32d}$$

$$K_{r5} = \frac{\partial I_{ij}^r}{\partial X_c} = -\frac{V_{mi}^o - V_{mj}^o}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} + \frac{2(X_{ij} - X_c^o)\left[(R_{ij}(V_{ri}^o + V_{rj}^o) + (X_{ij} - X_c^o)(V_{mi}^o - V_{mj}^o)\right]}{\left({R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2\right)^2} \tag{2.32e}$$

Linearizando a componente imaginária da corrente na linha de transmissão, obtêm-se os coeficientes segundo as equações que compõem (2.33) e (2.34):

$$\Delta I_{ij}^m = K_{m1}\Delta V_{ri} + K_{m2}\Delta V_{mi} + K_{m3}\Delta V_{rj} + K_{m4}\Delta V_{mj} + K_{m5}\Delta Xc \tag{2.33}$$

$$K_{m1} = \frac{\partial I_{ij}^{m}}{\partial V_{ri}} = -\frac{X_{ij} - X_c^o}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} \tag{2.34a}$$

$$K_{m2} = \frac{\partial I_{ij}^{m}}{\partial V_{mi}} = \frac{R_{ij}}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} \tag{2.34b}$$

$$K_{m3} = \frac{\partial I_{ij}^{m}}{\partial V_{rj}} = \frac{X_{ij} - X_c^o}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} \tag{2.34c}$$

$$K_{m4} = \frac{\partial I_{ij}^{m}}{\partial V_{mj}} = -\frac{R_{ij}}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} \tag{2.34d}$$

$$K_{m5} = \frac{\partial I_{ij}^{m}}{\partial X_c} = \frac{V_{ri}^o - V_{rj}^o}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} + \frac{2(X_{ij} - X_c^o)\left[R_{ij}(V_{mi}^o - V_{mj}^o) - (X_{ij} - X_c^o)(V_{ri}^o - V_{rj}^o)\right]}{\left({R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2\right)^2} \tag{2.34e}$$

Em seguida, as variáveis algébricas do dispositivo TCSC são incluídas na rede elétrica multimáquinas (TAPIA, 2013).

Considere o *"i-ésimo"* nó da figura 4. A corrente na linha de transmissão (que passa pelo capacitor série), composta por ΔI_{ij}^{r} e ΔI_{ij}^{m}, deve ser igual à corrente no restante da rede nesse nó.

Com isso, as relações nodais são descritas por:

$$\Delta I_{ij}^{r} = \sum_{j=1}^{n} \left(G_{ij}\Delta V_{rj} - B_{ij}\Delta V_{mj}\right) \tag{2.35a}$$

$$\Delta I_{ij}^{m} = \sum_{j=1}^{n} \left(B_{ij}\Delta V_{rj} + B_{ij}\Delta G_{mj}\right) \tag{2.35b}$$

onde G_{ij} é a condutância e B_{ij} é a susceptância das linhas de transmissão do restante da rede.

Reescrevendo (2.35), obtêm-se as equações da rede com inclusão do equipamento TCSC.

$$0 = -\Delta I_{ij}^{r} + \sum_{j=1}^{n} \left(G_{ij}\Delta V_{rj} - B_{ij}\Delta V_{mj}\right) \tag{2.36a}$$

$$0 = -\Delta I_{ij}^{m} + \sum_{j=1}^{n} \left(B_{ij}\Delta V_{rj} + B_{ij}\Delta G_{mj}\right) \tag{2.36b}$$

Rearranjando (2.36), são obtidas as equações algébricas referentes à injeção de corrente nas

barras "i"e "j".

$$0 = -K_{r5}\Delta X_c + (G_{ii} - K_{r1})\Delta V_{ri} + (-B_{ii} - K_{r2})\Delta V_{mi} - K_{r3}\Delta V_{rj} - K_{r4}\Delta V_{mj} + \sum_{\substack{j=1 \\ j\neq i}}^{n} \left(G_{ij}\Delta V_{rj} - B_{ij}\Delta V_{mj}\right) \tag{2.37a}$$

$$0 = -K_{r5}\Delta X_c + (B_{ii} - K_{m1})\Delta V_{ri} + (G_{ii} - K_{m2})\Delta V_{mi} - K_{m3}\Delta V_{rj} - K_{m4}\Delta V_{mj} + \sum_{\substack{j=1 \\ j\neq i}}^{n} \left(B_{ij}\Delta V_{rj} + G_{ij}\Delta V_{mj}\right) \tag{2.37b}$$

$$0 = -K_{r5}\Delta X_c - K_{r1}\Delta V_{ri} - K_{r2}\Delta V_{mi} + (G_{jj} - K_{r3})\Delta V_{rj} + (B_{jj} - K_{r4})\Delta V_{mj} + \sum_{\substack{i=1 \\ i\neq j}}^{n} \left(G_{ij}\Delta V_{ri} - B_{ij}\Delta V_{mi}\right) \tag{2.38a}$$

$$0 = -K_{m5}\Delta X_c - K_{m1}\Delta V_{ri} - K_{m2}\Delta V_{mi} + (B_{jj} - K_{m3})\Delta V_{rj} + (G_{jj} - K_{m4})\Delta V_{mj} + \sum_{\substack{i=1 \\ i\neq j}}^{n} \left(B_{ij}\Delta V_{ri} + G_{ij}\Delta V_{mi}\right) \tag{2.38b}$$

As equações (2.37) e (2.38) representam a interação do dispositivo TCSC com a rede elétrica multimáquinas e devem ser incorporadas à matriz aumentada, representada pela equação (2.22).

2.5 Modelo Dinâmico do TCSC e Controlador Suplementar

Para que o TCSC possa fornecer amortecimento às oscilações eletromecânicas de baixa frequência, é necessário acrescentar um controle suplementar à entrada do mesmo, o qual produz um sinal estabilizante.

De maneira geral, a dinâmica do TCSC funciona da seguinte maneira: um circuito conversor determina um ângulo de disparo α o qual corresponde ao valor da reatância desejada para o dispositivo (valor fornecido pelo controlador suplementar POD) e em seguida o ângulo α é aplicado ao circuito de disparo dos semicondutores a fim de se obter, através do TCSC, a ação de controle desejada.

Para simplificar, um modelo diferencial de 1ª ordem é utilizado para descrever sua dinâmica (SONG; JOHNS, 1999):

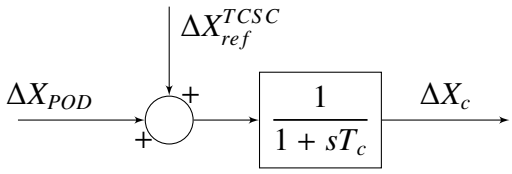

Figura 5: Diagrama de blocos do TCSC

Na figura 5, T_c é a constante de tempo do dispositivo TCSC, ΔX_{POD} é o sinal estabilizante produzido pelo controlador suplementar POD, ΔX_{ref}^{TCSC} é um sinal de referência e Δ representa uma pequena variação do valor da reatância com relação ao ponto operativo.

A partir do diagrama de blocos é possível obter a equação diferencial de 1ª ordem do modelo do TCSC, representada por:

$$\Delta \dot{X}_c = \frac{1}{T_c}\left(\Delta X_{ref}^{TCSC} + \Delta X_{POD} - \Delta X_c\right) \tag{2.39}$$

Observa-se que a reatância equivalente do TCSC é utilizada como variável de estado do sistema, tendo em vista que ela é o parâmetro que está sendo manipulado.

Como mencionado anteriormente, o controlador suplementar POD aplicado juntamente ao dispositivo TCSC possibilita elevar o amortecimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência.

Para isso, é utilizado um modelo de controlador semelhante ao modelo dos estabilizadores de sistemas de potência (apresentados na seção 2.3.1) (SONG; JOHNS, 1999; HINGORANI; GYUGYI, 2000; PAL; CHAUDHURI, 2005):

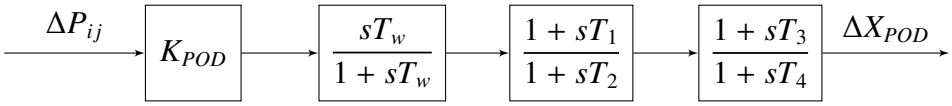

Figura 6: Estrutura do controlador POD

Na figura 6, observa-se a estrutura do controlador POD, constituído por um ganho estático, um filtro *washout* e dois blocos de avanço-atraso os quais propiciam a compensação de fase

desejada na frequência de interesse.

O sinal de entrada do controlador deve ser escolhido de maneira a refletir os modos eletromecânicos desejados. No caso deste trabalho será utilizada como entrada a potência na linha (ΔP_{ij}) pois é um sinal possível de se obter através de medições locais. O tratamento dado a este sinal é apresentado a seguir (TAPIA, 2013).

De posse das componentes real e imaginária da corrente na linha de transmissão (eq. 2.30), é possível calcular o fluxo de potência ativa P_{ij} e reativa Q_{ij}.

$$P_{ij} = Re(V_i I_{ij}^*)$$

$$\begin{aligned} P_{ij} = & V_{ri}\frac{R_{ij}(V_{ri}-V_{rj})+(X_{ij}-X_c)(V_{mi}-V_{mj})}{R_{ij}^2+(X_{ij}-X_c)^2}+ \\ & V_{mi}\frac{R_{ij}(V_{mi}-V_{mj})-(X_{ij}-X_c)(V_{ri}-V_{rj})}{R_{ij}^2+(X_{ij}-X_c)^2} \end{aligned} \tag{2.40a}$$

$$Q_{ij} = Im(V_i I_{ij}^*)$$

$$\begin{aligned} Q_{ij} = & V_{mi}\frac{R_{ij}(V_{ri}-V_{rj})+(X_{ij}-X_c)(V_{mi}-V_{mj})}{R_{ij}^2+(X_{ij}-X_c)^2}- \\ & V_{ri}\frac{R_{ij}(V_{mi}-V_{mj})-(X_{ij}-X_c)(V_{ri}-V_{rj})}{R_{ij}^2+(X_{ij}-X_c)^2} \end{aligned} \tag{2.40b}$$

Linearizando a equação da potência ativa para pequenos desvios resulta:

$$\Delta P_{ij} = K_{P1}\Delta V_{ri} + K_{P2}\Delta V_{mi} + K_{P3}\Delta V_{rj} + K_{P4}\Delta V_{mj} + K_{P5}\Delta X_c \tag{2.41}$$

$$K_{P1} = \frac{\partial P_{ij}}{\partial V_{ri}} = \frac{R_{ij}(2V_{ri}^o - V_{rj}^o) - (X_{ij} - X_c^o)V_{mj}^o}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} \tag{2.42a}$$

$$K_{P2} = \frac{\partial P_{ij}}{\partial V_{mi}} = \frac{R_{ij}(2V_{mi}^o - V_{mj}^o) + (X_{ij} - X_c^o)V_{rj}^o}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} \tag{2.42b}$$

$$K_{P3} = \frac{\partial P_{ij}}{\partial V_{rj}} = -\frac{R_{ij}V_{ri}^o - (X_{ij} - X_c^o)V_{mi}^o}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} \tag{2.42c}$$

$$K_{P4} = \frac{\partial P_{ij}}{\partial V_{mj}} = -\frac{(X_{ij} - X_c^o)V_{ri}^o + R_{ij}V_{mi}^o}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} \tag{2.42d}$$

$$K_{P5} = \frac{\partial P_{ij}}{\partial X_c} = \frac{2R_{ij}(X_{ij} - X_c^o)\left({V_{mi}^o}^2 - V_{mj}^o V_{mi}^o + {V_{ri}^o}^2 - V_{rj}^o V_{ri}^o\right)}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2} + \left[\frac{2(X_{ij} - X_c^o)^2}{\left({R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2\right)^2} - \frac{1}{{R_{ij}}^2 + (X_{ij} - X_c^o)^2}\right]\left(V_{mi}^o V_{rj}^o - V_{ri}^o V_{mj}^o\right) \tag{2.42e}$$

Desta maneira, a variação do fluxo de potência ativa na linha de transmissão em que o TCSC foi instalado, ΔP_{ij}, é tomada como uma saída do sistema e (2.41) deve ser incluída em (2.23), equação que representa a saída do sistema em função das variáveis dinâmicas e algébricas.

Ao final da modelagem, tem-se como resultado um sistema linear correspondente a (2.27), em que:

$$\Delta X = \left[\Delta\omega_1,\ \Delta\delta_1,\ \Delta E'_{q1},\ \Delta E_{fd1},\ \ldots,\ \Delta\omega_k,\ \Delta\delta_k,\ \Delta E'_{qk},\ \Delta E_{fdk}\right]^T$$

$$\Delta U = \left[V_{ref1},\ \ldots,\ V_{refk},\ \Delta X_{c_1},\ \ldots,\ \Delta X_{c_t}\right]^T$$

$$\Delta Y = [\Delta\omega_1,\ \ldots,\ \Delta\omega_k,\ \Delta P_1,\ \ldots,\ \Delta P_t]^T$$

sendo k o número de máquinas que compõem o sistema, t o número de dispositivos TCSC instalados na rede e as outras variáveis já definidas anteriormente.

A estrutura da figura 6 será utilizada para os controladores propostos neste trabalho de mestrado e a metodologia para obtenção dos seus coeficientes será apresentada com detalhes no próximo capítulo.

3 PROJETO DE CONTROLADORES PARA O AMORTECIMENTO DE SISTEMAS DE POTÊNCIA

O principal objetivo deste trabalho de mestrado é propor uma extensão da metodologia de ajuste incremental utilizada anteriormente em (ZANETTA; CRUZ, 2005), onde foi realizado o ajuste de zeros e ganhos de controladores para o amortecimento dos modos eletromecânicos do sistema conhecido na literatura como New England.

A metodologia consiste em deslocar os autovalores do sistema de maneira incremental utilizando para isso ferramentas de programação quadrática e otimização. Para isso, são definidos pequenos valores para os deslocamentos dos modos eletromecânicos no sentido do semiplano esquerdo e o programa deve realizar novas iterações até que todos eles atinjam um amortecimento adequado.

A cada iteração do programa, o problema de otimização quadrático é resolvido de modo a minimizar uma função objetivo, que é definida como sendo a soma do ganho quadrático dos controladores e está sujeita a um conjunto de restrições sendo elas: ganho estático, posicionamento de zeros e deslocamento dos autovalores.

O deslocamento dos autovalores é definido através da função de sensibilidade (uma descrição desta função e outros conceitos básicos pode ser vista nos apêndices A e B) que leva em conta na fase de projeto, a contribuição de todos os controladores e possíveis interações que possam ocorrer entre eles.

Contudo, tal técnica havia sido utilizada somente para o projeto de estabilizadores de geradores (PSS) e embora o método leve em conta os resíduos mais significativos associados a estes

controladores, verifica-se que em geral, os módulos dos mesmos possuem uma proximidade em sua ordem de grandeza, dependendo do ganho dos reguladores de tensão.

Assim, este trabalho propõe a extensão da possibilidade de aplicação do método incremental para o ajuste coordenado de estabilizadores na presença de equipamentos FACTS, em particular, do dispositivo TCSC.

A motivação para isso deve-se à presença de modos interáreas em grandes redes elétricas, nas quais o amortecimento somente com controladores PSS é muitas vezes insuficiente e à possibilidade de aplicação de dispositivos FACTS para estes casos.

Além disso, dado que pode haver variação significativa da ordem de grandeza dos resíduos das funções de transferência entre realimentações de equipamentos tradicionais, como os PSS, e equipamentos FACTS, é de maior interesse avaliar o comportamento da técnica incremental nestas condições.

A seguir será apresentada a técnica de ajuste incremental formulada por meio de programação quadrática originalmente utilizada em (ZANETTA; CRUZ, 2005) e em seguida serão apresentadas as adaptações realizadas na metodologia que possibilitaram o ajuste coordenado incluindo dispositivos FACTS.

3.1 Ajuste dos Parâmetros Utilizando Programação Quadrática

Considerando o processo da Figura 7, supõe-se que no passo atual (l) a chave S se encontra aberta, $G(s)$ é função de transferência do sistema de potência, $\overline{F}_{l-1}(s)$ é a função de transferência do controlador resultante do passo anterior.

No passo atual, a função de transferência em malha aberta é representada por $\overline{G}_l(s)$, que corresponde ao laço interno constituído por $G(s)$ e $\overline{F}_{l-1}(s)$, ou seja, $\overline{G}_l(s)$ é a função de transfe-

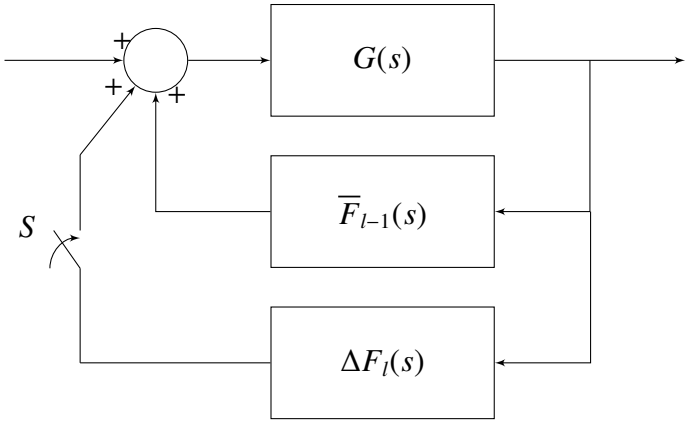

Figura 7: Sistema para dois passos consecutivos

rência em malha aberta utilizada a cada passo para obter $\Delta F_l(s)$, conforme a figura 8.

$$\overline{G}_l(s) = \frac{G(s)}{1 - G(s)\overline{F}_{l-1}(s)} \tag{3.1}$$

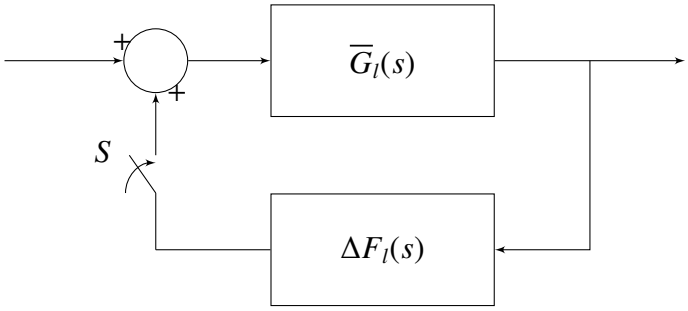

Figura 8: Sistema em malha aberta para projeto do controlador

Ao fechar a chave S, o controlador é incrementado em $\Delta F_l(s)$, de maneira que sua função de transferência $F_l(s)$ passe a ser

$$F_l(s) = \overline{F}_{l-1}(s) + \Delta F_l(s) \tag{3.2}$$

onde as matrizes $F_l(s)$, $\overline{F}_{l-1}(s)$ e $\Delta F_l(s)$ são diagonais para que os controladores sejam decentralizados, com seu *k-ésimo* elemento denotado por $f_k(s)$, $\overline{f}_k(s)$ e $\Delta f_k(s)$ respectivamente.

Para o passo $l+1$, considera-se que $\overline{F}_l(s) = F_l(s)$, a função de transferência em malha aberta passa a ser $\overline{G}_{l+1}(s)$ e em seguida obtém-se $\Delta F_{l+1}(s)$ segundo a figura 8 e assim sucessivamente.

$$\overline{G}_{l+1}(s) = \frac{G(s)}{1 - G(s)\overline{F}_l(s)} \tag{3.3}$$

Os sinais de realimentação utilizados são as velocidades das máquinas e a potência na linha em que o TCSC foi instalado e as entradas do sistema de potência serão os sinais estabilizantes produzidos pelos controladores suplementares PSS e POD.

Seja ρ_{ik} o resíduo do *i-ésimo* autovalor com relação à *k-ésima* função entrada/saída em $\overline{G}(s)$. O incremento do autovalor $\Delta\lambda_i$ em malha fechada é dado aproximadamente por:

$$\Delta\lambda_i \cong \sum_{k=1}^{n_c} \rho_{ik}\Delta f_k(\lambda_i) \quad (i = 1, 2, \ldots, n) \tag{3.4}$$

onde n_c é o número de controladores e n o número de autovalores a serem deslocados.

Cada função de transferência $f_k(s)$ depende dos parâmetros do controlador que se deseja ajustar. Assim, considere o vetor X com dimensão $3n_c$ contendo os coeficientes de $f_k(s)$ a serem definidos. O problema de deslocamento dos autovalores é escrito em formato de programação matemática

$$min \quad J(X), \quad X \geq 0 \tag{3.5}$$

$$sujeito\,a \quad g(X) \leq 0 \tag{3.6}$$

onde $J(X)$ é a função objetivo e $g(X)$ é um conjunto de restrições.

Mais adiante, será definida uma forma mais específica para $J(X)$ e $g(X)$ os quais dependem da escolha da função objetivo e da estrutura dos controladores. No caso deste projeto, será realizado um ajuste simultâneo de ganho e zeros dos controladores.

A. Estrutura do controlador

Neste caso, assume-se que os zeros e ganho do controlador são ajustáveis e os polos são fixos. A estrutura das figuras 2 e 6 é modificada de maneira equivalente e genérica para k controladores:

$$f_k(s) = \frac{x_{k2}s^2 + x_{k1}s + x_{k0}}{(1 + sT_k)^2}\frac{sT_w}{1 + sT_w} \quad (k = 1, 2, \ldots, n_c) \tag{3.7}$$

onde x_{k2}, x_{k1}, $x_{k0} \geq 0$ são parâmetros do *k-ésimo* controlador a ser ajustado, T_w é a constante de tempo do filtro *washout* e o vetor que contém os parâmetros desconhecidos dos controladores é dado por:

$$X^T = [x_{n_c 2}\ x_{n_c 1}\ x_{n_c 0}\ \ldots\ x_{12}\ x_{11}\ x_{10}] \in \Re^{3n_c} \tag{3.8}$$

B. Deslocamento dos autovalores

Para descrever a relação entre X e o deslocamento dos autovalores, uma série de constantes serão definidas para $i = 1,\ 2,\ \ldots, n$ e $k = 1,\ 2,\ \ldots, n_c$ (ZANETTA; CRUZ, 2005):

$$\varphi_{ik} = \frac{1}{(1+\lambda_i T_k)^2}\frac{\lambda_i T_w}{1+\lambda_i T_w} \tag{3.9a}$$

$$c_{ik} = \mathrm{Re}(\varphi_{ik}) \tag{3.9b}$$

$$r_{ik} = \mathrm{Im}(\varphi_{ik}) \tag{3.9c}$$

$$\begin{aligned} a_{ik} &= (\mathrm{Re}^2(\lambda_i) - \mathrm{Im}^2(\lambda_i))c_{ik} \\ &\quad - 2\mathrm{Re}(\lambda_i)\mathrm{Im}(\lambda_i)r_{ik} \end{aligned} \tag{3.9d}$$

$$b_{ik} = \mathrm{Re}(\lambda_i)c_{ik} - \mathrm{Im}(\lambda_i)r_{ik} \tag{3.9e}$$

$$\begin{aligned} p_{ik} &= (\mathrm{Re}^2(\lambda_i) - \mathrm{Im}^2(\lambda_i))r_{ik} \\ &\quad - 2\mathrm{Re}(\lambda_i)\mathrm{Im}(\lambda_i)c_{ik} \end{aligned} \tag{3.9f}$$

$$q_{ik} = \mathrm{Re}(\lambda_i)r_{ik} - \mathrm{Im}(\lambda_i)c_{ik} \tag{3.9g}$$

$$\alpha_{ik} = \mathrm{Re}(\rho_{ik})a_{ik} - \mathrm{Im}(\rho_{ik})p_{ik} \tag{3.9h}$$

$$\beta_{ik} = \mathrm{Re}(\rho_{ik})b_{ik} - \mathrm{Im}(\rho_{ik})q_{ik} \tag{3.9i}$$

$$\gamma_{ik} = \mathrm{Re}(\rho_{ik})c_{ik} - \mathrm{Im}(\rho_{ik})r_{ik} \tag{3.9j}$$

$$\phi_{ik} = \mathrm{Re}(\rho_{ik})p_{ik} - \mathrm{Im}(\rho_{ik})a_{ik} \tag{3.9k}$$

$$\theta_{ik} = \mathrm{Re}(\rho_{ik})q_{ik} - \mathrm{Im}(\rho_{ik})b_{ik} \tag{3.9l}$$

$$\psi_{ik} = \mathrm{Re}(\rho_{ik})r_{ik} - \mathrm{Im}(\rho_{ik})c_{ik} \tag{3.9m}$$

Outras funções na realimentação, com parâmetros conhecidos como o filtro *washout*, podem ser incluidas em (3.9a). A descrição da região para a qual o autovalor pode ser deslocado,

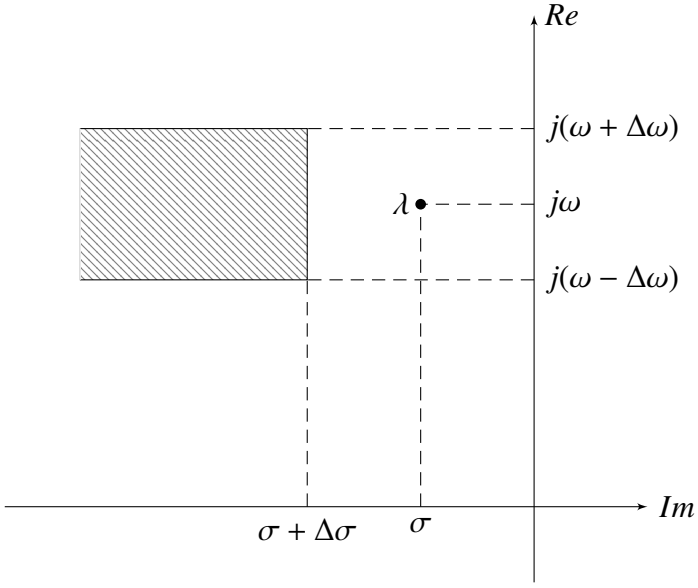

Figura 9: Região no plano complexo para deslocamento do autovalor

conforme figura 9, pode ser descrita como:

$$\mathrm{Re}(\Delta\lambda_i) \leq -|\Delta\sigma_i| \tag{3.10}$$

$$-|\Delta\omega_i| \leq \mathrm{Im}(\Delta\lambda_i) \leq |\Delta\omega_i| \tag{3.11}$$

as quais a partir de (3.4), (3.7) e (3.9) podem ser reescritas como:

$$\sum_{k=1}^{n_c} \alpha_{ik}\Delta x_{k2} + \beta_{ik}\Delta x_{k1} + \gamma_{ik}\Delta x_{k0} \leq -|\Delta\sigma_i| \tag{3.12}$$

$$-|\Delta\omega_i| \leq \sum_{k=1}^{n_c} \phi_{ik}\Delta x_{k2} + \theta_{ik}\Delta x_{k1} + \psi_{ik}\Delta x_{k0} \leq |\Delta\omega_i| \tag{3.13}$$

com notação similar àquela usada para $f_k(s)$, $k = 1,\ 2,\ \ldots,\ n_c$ em (3.7) para representar $\Delta f_k(s)$.

C. Restrições nos zeros dos controladores

Definindo $\hat{s} = T_k s$, uma mudança de variável é realizada de maneira a normalizar a função de transferência f_k, que agora apresenta dois polos em -1 (ZANETTA; CRUZ, 2005):

$$\hat{f}_k = x_{k0}\frac{\hat{x}_{k2}\hat{s}^2 + \hat{x}_{k1}\hat{s} + 1}{\hat{s}^2 + 2\hat{s} + 1} \tag{3.14}$$

onde

$$\hat{x}_{k1} = \frac{x_{k1}}{x_{k0}T_k} \tag{3.15a}$$

$$\hat{x}_{k2} = \frac{x_{k2}}{x_{k0}T_k^2} \qquad (k = 1,\ 2,\ \ldots,\ n_c) \tag{3.15b}$$

Como resultado tem-se que os zeros dos controladores localizados dentro do círculo de raio 0.45 centrado em -0.55+j0 do plano complexo correspondem ao triangulo dado por

$$\hat{x}_{k1} - \hat{x}_{k2} \leq 1 \tag{3.16a}$$

$$\hat{x}_{k1} - 0.1\hat{x}_{k2} \leq 10 \tag{3.16b}$$

$$-99\hat{x}_{k1} + 18\hat{x}_{k2} \leq -180 \tag{3.16c}$$

o qual é representado graficamente na figura 10. Os pontos situados dentro do triangulo correspondem a zeros complexos a uma distância de no máximo uma década dos polos dos controladores. O círculo mencionado anteriormente contém os pontos do eixo real negativo pertencendo

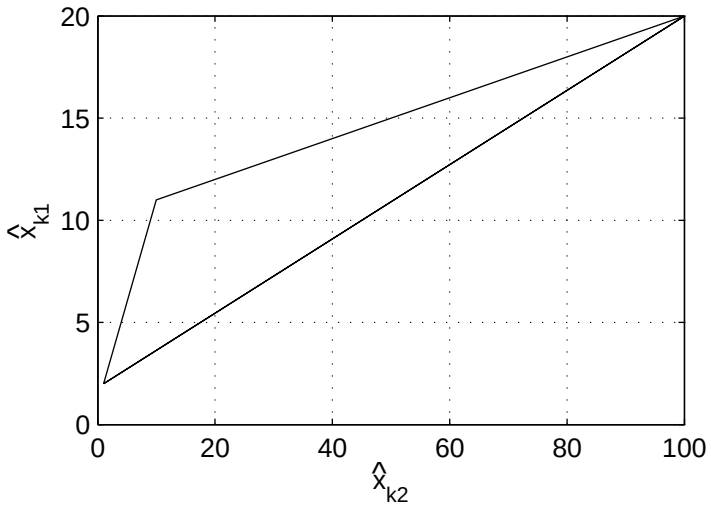

Figura 10: Região correspondente a controladores por avanço de fase

ao intervalo [-1.0 -0.1]. Assim, controladores com avanço de fase, com relação polo/zero neste intervalo, são incluídos como restrições.

As restrições em (3.16) podem ser reescritas em função das variáveis $\overline{X}$, que contém os coeficientes do controlador atual e ΔX que contém os incrementos dos coeficientes do controlador

tal que $X = \overline{X} + \Delta X$:

$$
\begin{aligned}
&-\Delta x_{k2} + T_k \Delta x_{k1} - T_k^2 \Delta x_{k0} \\
&\leq \overline{x}_{k2} - T_k \overline{x}_{k1} + T_k^2 \overline{x}_{k0} && (3.17a) \\
&-0.1\Delta x_{k2} + T_k \Delta x_{k1} - 10T_k^2 \Delta x_{k0} \\
&\leq 0.1\overline{x}_{k2} - T_k \overline{x}_{k1} + 10T_k^2 \overline{x}_{k0} && (3.17b) \\
&18\Delta x_{k2} - 99T_k \Delta x_{k1} + 180T_k^2 \Delta x_{k0} \\
&\leq -18\overline{x}_{k2} + 99T_k \overline{x}_{k1} - 180T_k^2 \overline{x}_{k0} && (3.17c)
\end{aligned}
$$

D. Restrição de ganho em baixa frequência

Para definir um valor máximo $K_{k0} \geq 0$ para o ganho do *k-ésimo* controlador em baixa frequência, basta adicionar a seguinte restrição:

$$\Delta x_{k0} \leq K_{k0} - \overline{x}_{k0} \tag{3.18}$$

E. Função objetivo

Considere as frequências $\overline{\omega}_i$, $i = 1, 2, \ldots, m$ tipicamente na região onde os autovalores a serem deslocados estão localizados. Seja, w_{ik}, $i = 1, 2, \ldots, n_c$, pesos que podem ser utilizados para moldar a resposta em frequência dos controladores. A função a seguir representa uma possível medida do ganho dos controladores:

$$J = \sum_{i=1}^{m} \sum_{k=1}^{n_c} w_{ik} |f_k(j\overline{\omega}_i)|^2 \tag{3.19}$$

a qual é uma função quadrática de seus parâmetros x_{k2}, x_{k1} e x_{k0}, $k = 1, 2, \ldots, nc$ (ZANETTA; CRUZ, 2005). Note que $|f_k(j\overline{\omega}_i)|$ é o ganho do *k-ésimo* controlador na frequência $\overline{\omega}_i$. Consequentemente, J representa a medida ponderada do ganho que abrange todos os controladores. Assumindo que o ganho do controlador é regular em torno das frequências $\overline{\omega}_i$ próximas aos modos eletromecânicos do sistema, essa escolha corresponde assim, a uma minimização da medida do ganho do controlador que leva em conta o seu comportamento nesta faixa de frequências.

São definidos:

$$\overline{\varphi}_{ik} = \frac{1}{(1 + j\overline{\omega}_i T_k)^2} \tag{3.20}$$

$$Y_{ik} = w_{ik}|\overline{\varphi}_{ik}|^2 \begin{bmatrix} \overline{\omega}_i^4 & 0 & -\overline{\omega}_i^2 \\ 0 & \overline{\omega}_i^2 & 0 \\ -\overline{\omega}_i^2 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{3.21}$$

$$\xi_k = \sum_{i=1}^{m} Y_{ik} \tag{3.22}$$

sendo $i = 1, \ldots, m$ e $k = 1, \ldots, n_s$.

Seja Ξ uma matriz bloco diagonal ($3n_s \, x \, 3n_s$):

$$\Xi = block\ diag\,[\xi_k,\ k = 1, \ldots, n_s] \tag{3.23}$$

Após manipulações algébricas é possível reescrever a função objetivo em forma quadrática (os detalhes encontram-se em (ZANETTA; CRUZ, 2005)):

$$J = X^T \Xi X \tag{3.24}$$

Note que $X = \overline{X} + \Delta X$, onde $\overline{X}$ é conhecido. Desta maneira, é possível considerar a minimização da seguinte função quadrática

$$J = \Delta X^T \Xi \Delta X + 2\overline{X}\Xi\Delta X + \overline{X}^T \Xi \overline{X} \tag{3.25}$$

na qual o termo $\overline{X}^T \Xi \overline{X}$ é constante e pode ser desconsiderado da otimização.

Desta maneira, a minimização da função objetivo (3.25) deve ser obtida respeitando o conjunto de restrições (3.12), (3.13), (3.17) e (3.18) e o problema de minimização corresponde a um problema de programação quadratico (QPP).

3.2 Adaptação para Projeto Incremental do TCSC-POD

A metodologia descrita anteriormente considera que o deslocamento da parte real dos autovalores no sentido do semiplano esquerdo complexo é delimitado com um valor mínimo (em módulo) mas não possui valor máximo. Esta característica pode ser vista através de uma simples análise da figura 9 e da equação (3.12).

Além disso, as restrições para deslocamento consideram somente os modos eletromecânicos que possuem amortecimento insuficiente, ou seja, é realizada uma seleção dos modos com baixo amortecimento e aqueles que atingiram o amortecimento mínimo desejado não receberão nenhum tipo de restrição para deslocamento na próxima iteração, seja ele de deslocamento no sentido do semiplano esquerdo ou para prevenir que se desloque no sentido do semiplano direito.

Uma vez que os controladores e os resíduos da funções de transferência do sistema são de naturezas diferentes (os controladores PSS têm como entrada as velocidades angulares da máquinas, $\Delta\omega_i$, e os controladores TCSC-POD têm como entrada a potência ativa na linha, ΔP_{ij}), interações entre os controladores e comportamentos imprevistos podem ocorrer devido a diferenças na ordem de grandeza dos resíduos obtidos nestes casos.

De maneira geral, os resíduos associados ao TCSC-POD possuem amplitudes muito maiores que os resíduos relacionados aos PSS's dos geradores. Ou seja, para um dado ganho estabelecido, o deslocamento do autovalor será proporcional ao valor do resíduo e isso pode gerar deslocamentos muito altos para os modos interáreas, os quais estão associados ao controlador TCSC-POD.

Uma forma de contornar este problema é adicionar uma restrição que limita o deslocamento máximo dos autovalores no semiplano complexo. Após estas modificações a descrição da região para a qual o autovalor pode ser deslocado, conforme figura 11, é reescrita como:

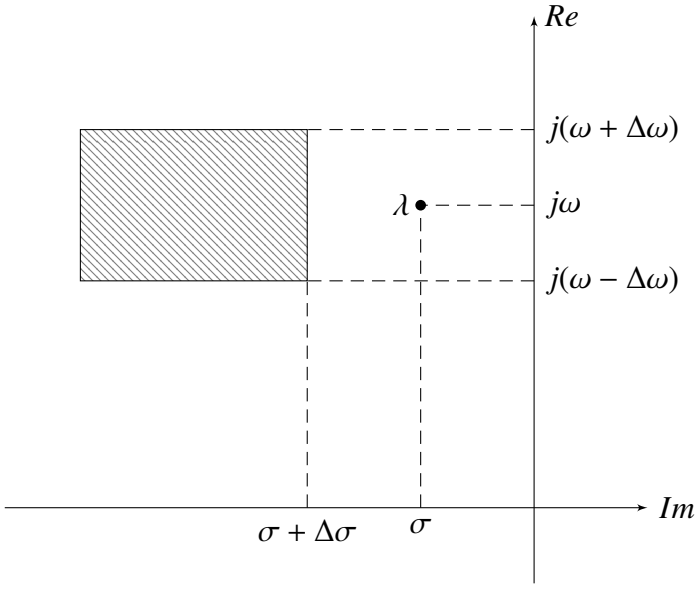

Figura 11: Região modificada para deslocamento do autovalor

$$-|\Delta\sigma_{i_{max}}| \leq \mathrm{Re}(\Delta\lambda_i) \leq -|\Delta\sigma_{i_{min}}| \tag{3.26}$$

$$-|\Delta\omega_i| \leq \mathrm{Im}(\Delta\lambda_i) \leq |\Delta\omega_i| \tag{3.27}$$

resultando em:

$$-|\Delta\sigma_{i_{max}}| \leq \sum_{k=1}^{n_c} \alpha_{ik}\Delta x_{k2} + \beta_{ik}\Delta x_{k1} + \gamma_{ik}\Delta x_{k0} \leq -|\Delta\sigma_{i_{min}}| \tag{3.28}$$

$$-|\Delta\omega_i| \leq \sum_{k=1}^{n_c} \phi_{ik}\Delta x_{k2} + \theta_{ik}\Delta x_{k1} + \psi_{ik}\Delta x_{k0} \leq |\Delta\omega_i| \tag{3.29}$$

sendo $i = 1, 2, \ldots, n$, onde n é o número total de modos eletromecânicos do sistema.

As restrições de deslocamento dos modos eletromecânicos amortecidos são modificadas, para que os mesmos permaneçam dentro da região desejada no semi-plano complexo, através da seguinte rotina:

$$if \quad \xi_i \geq \varsigma \tag{3.30a}$$

$$then \quad \Delta\sigma_{i_{max}} = \Delta\sigma_{i_{min}} = 0 \tag{3.30b}$$

onde ς é o valor do amortecimento desejado.

Desta maneira, a resolução do problema quadrático consiste em minimizar a função objetivo

(3.25) sujeita ao conjunto de restrições (3.28), (3.29), (3.17) e (3.18).

4 RESULTADOS

A metodologia proposta neste trabalho foi aplicada em três sistemas multimáquinas os quais receberam a instalação do dispositivo TCSC. O primeiro deles (sistema teste I) é um sistema simétrico constituído por 10 barras, 9 linhas de transmissão e 4 geradores síncronos divididos em duas áreas interconectadas por uma linha de transmissão longa (KUNDUR, 1994). Os resultados para este sistema serão mostrados na seção 4.1.

O sistema teste II é composto por 39 barras e 10 geradores síncronos. Tal sistema é conhecido na literatura como *New England* conectado ao sistema *New York* o qual é representado de maneira equivalente por um barramento infinito. Os resultados para este sistema serão mostrados na seção 4.2.

O terceiro e último sistema (sistema teste III) é uma rede multimáquinas de médio porte constituída por 68 barras, 87 linhas de transmissão e 16 geradores síncronos distribuídos em 5 áreas. O mesmo é chamado na literatura como *New York Power System and New England Test System (NYPS & NETS*) ou sistema *New England* expandido. Os resultados para este sistema serão mostrados na seção 4.3.

Os três sistemas permitem a análise do amortecimento dos modos interáreas. O locais mais apropriados para instalação do dispositivo FACTS e estabilizadores de sistemas de potência são determinados a partir do cálculo e análise de sensibilidade das funções de transferência em malha aberta que relacionam a potência ativa de cada linha com a reatância capacitiva da mesma e velocidade angular de cada gerador com a tensão de referência do mesmo. Esta análise foi realizada durante a etapa de modelagem do sistema multimáquinas e construção da matriz de

jacobianos.

No final, o ajuste dos controladores é realizado utilizando duas metodologias: compensação de fase utilizando resíduos (descrita no apêndice B) e ajuste incremental formulado através de programação quadrática (apresentada no capítulo 3) as quais serão denominadas deste ponto em diante método 1 e método 2 respectivamente. A modelagem dos sistemas e a programação matemática das duas metodologias foram realizadas em ambiente Matlab®.

Os coeficientes de amortecimento mínimo de cada modo eletromecânico em malha fechada foram especificados com valores iguais a 10% e as contantes de tempo dos denominadores dos controladores (T_k) foram definidas a partir da média dos resultados obtidos através da equação (B.5) que se encontra no apêndice B.

4.1 Sistema Teste I - Modelo com 10 barras e 4 geradores

O primeiro caso considera um sistema multimáquinas composto por 4 geradores simetricamente distribuídos em duas áreas interconectadas por uma linha longa, como mostra a figura 12.

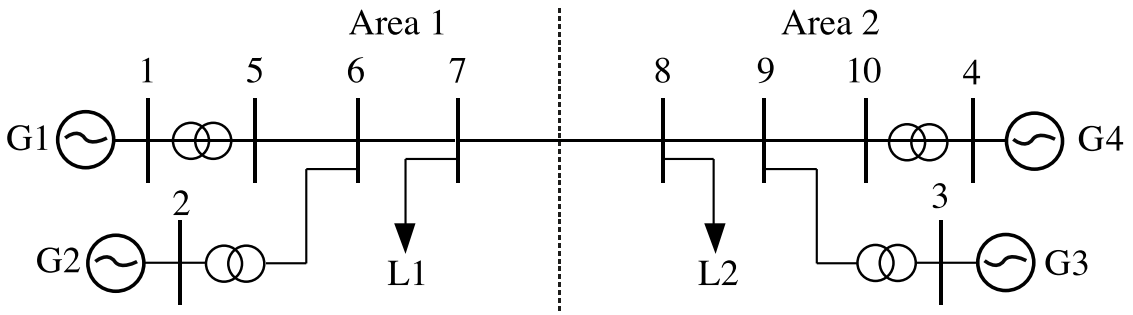

Figura 12: Diagrama unifilar do sistema teste I

Tal sistema possui três modos eletromecânicos pouco amortecidos, os quais podem ser vistos na tabela 1, dois dos quais são modos locais e um modo caracterizado como interáreas representando oscilações entre as máquinas das áreas 1 e 2.

Tabela 1: Modos eletromecânicos do sistema teste I em malha aberta

λ	ξ	$f(Hz)$
-0.24+6.33i	0.04	1.01
-0.17+5.93i	0.03	0.94
0.06+4.05i	-0.01	0.64

Uma breve análise da tabela 1 mostra que os modos locais, embora possuam parte real negativa, apresentam amortecimentos muito baixos, enquanto que o modo interáreas possui parte real positiva caracterizando instabilidade do sistema elétrico de potência.

Para garantir estabilidade e amortecimento adequados, serão utilizadas as metodologias citadas anteriormente. As máquinas 2 e 3 foram escolhidas para receber os estabilizadores de sistemas de potência e a instalação do dispositivo TCSC foi realizada entre as barras 7 e 9, linha que interliga fisicamente as duas áreas da rede elétrica.

Os dados utilizados para modelagem e simulação deste sistema podem ser vistos em (TAPIA, 2013).

4.1.1 Ajuste Individual dos Controladores Utilizando o Método 1

Primeiramente, os controladores foram ajustados individualmente para garantir um amortecimento mínimo de 10% a todos os modos eletromecânicos utilizando os resíduos e compensação de fase (ver apêndice B).

O resultado do ajuste encontra-se na tabela 2. A apresentação destes parâmetros foi padronizada de acordo a estrutura da equação (3.7).

Tabela 2: Parâmetros dos controladores projetados para o sistema teste I utilizando o método 1

	x_{k2}	x_{k1}	x_{k0}	T_k	T_w
PSS_1	0.107	1.156	3.123	0.10	10
PSS_2	0.137	1.544	4.360	0.10	10
POD	0.001	0.003	0.002	0.10	10

O posicionamento final dos modos eletromecânicos pode ser observado na Tabela 3 e também na figura 13. Observe que todos os autovalores possuem 10% de amortecimento em malha fechada.

Tabela 3: Posicionamento final dos modos eletromecânicos do sistema teste I utilizando o método 1

λ	ξ	$f(Hz)$
-0.64+6.24i	0.10	0.99
-0.60+5.84i	0.10	0.93
-0.41+4.07i	0.10	0.65

A resposta em frequência dos controladores obtidos pode ser vista na figura 14 onde todos eles são caracterizados como avançadores de fase.

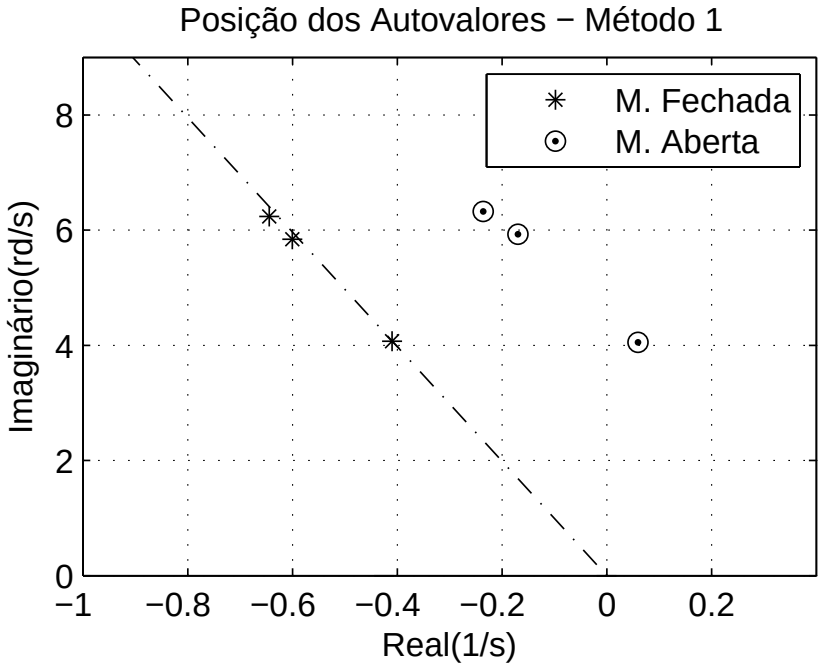

Figura 13: Posicionamento dos modos eletromecânicos do sistema teste I utilizando o método 1

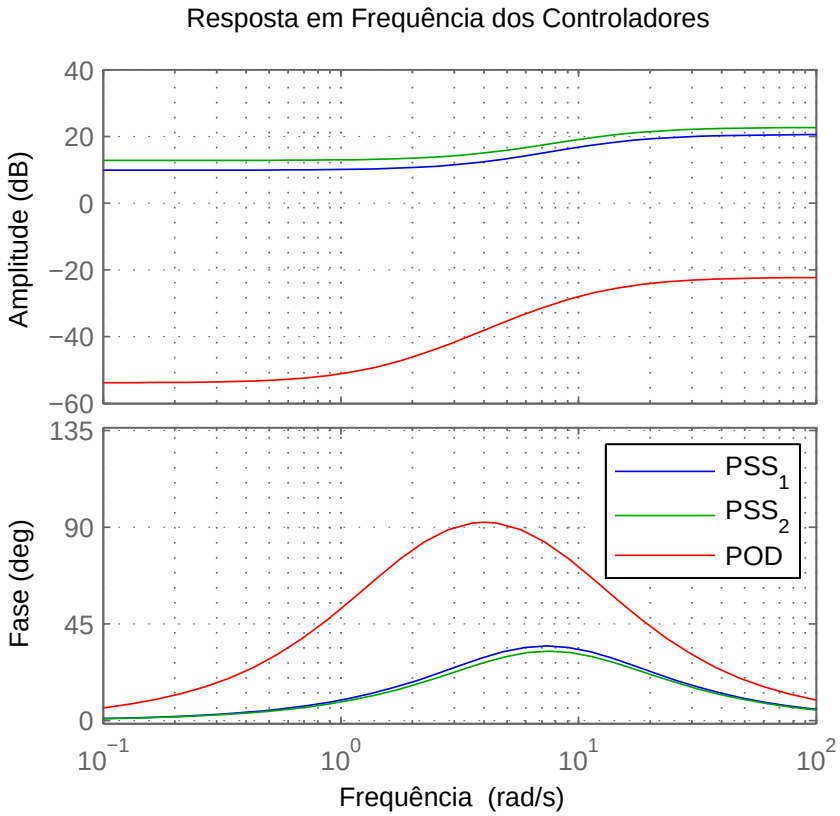

Figura 14: Resposta em frequência dos controladores ajustados para o sistema teste I utilizando o método 1

4.1.2 Ajuste Coordenado Utilizando o Método 2

Aplicando-se a técnica apresentada no capítulo 3 para o ajuste coordenado dos PSS's e do controlador suplementar para o dispositivo TCSC, os parâmetros obtidos podem ser vistos na Tabela 4.

Tabela 4: Parâmetros dos controladores projetados simultaneamente para o sistema teste I utilizando o método 2

	x_{k2}	x_{k1}	x_{k0}	T_k	T_w
PSS_1	0.080	1.095	2.937	0.10	10
PSS_2	0.104	1.470	4.306	0.10	10
POD	0.001	0.003	0.005	0.10	10

O posicionamento final dos três modos eletromecânicos em malha fechada pode ser visto na tabela 5 e a figura 15 apresenta os incrementos de cada autovalor a cada passo no processo de ajuste dos controladores.

Tabela 5: Posicionamento dos modos eletromecânicos do sistema teste I utilizando o método 2

λ	ξ	$f(Hz)$
-0.63+6.29i	0.10	1.00
-0.60+5.90i	0.10	0.94
-0.42+4.07i	0.10	0.65

A resposta em frequência dos controladores obtidos pode ser vista na figura 16 onde os mesmos são caracterizados como avançadores de fase.

Para testar os controladores propostos foram aplicadas perturbações de +0.01 pu na potência mecânica da máquina 1 e -0.01 pu na potência mecânica da máquina 2 (ROGERS, 2000). As máquinas foram escolhidas de maneira que uma delas não tenha recebido o controlador PSS e este critério será utilizado em todas as simulações realizadas neste trabalho.

As figuras 17, 18 e 19 apresentam as diferenças entre os desvios das velocidades e dos ângulos dos rotores das máquinas 1 e 3 e das máquinas 2 e 4 e o desvio da potência ativa na linha em que o dispositivo TCSC foi instalado, respectivamente.

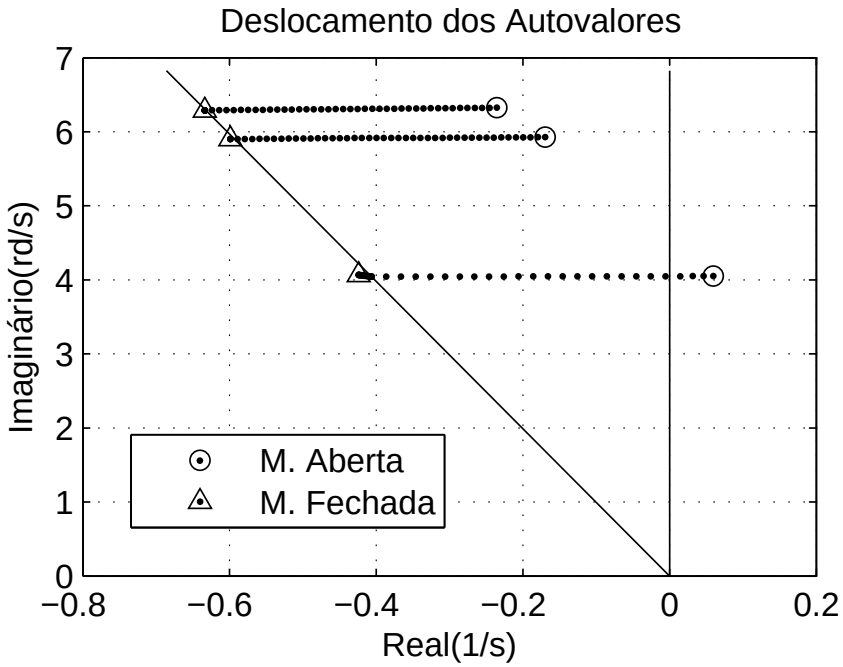

Figura 15: Deslocamento incremental dos modos eletromecânicos do sistema teste I

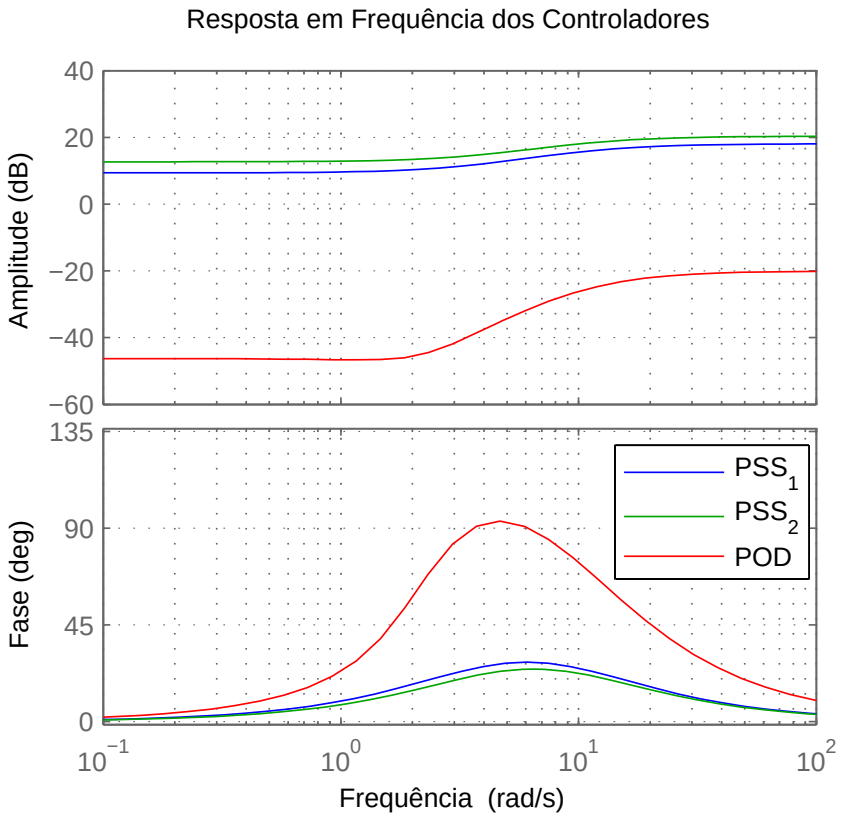

Figura 16: Resposta em frequência dos controladores ajustados para o sistema teste I utilizando o método 2

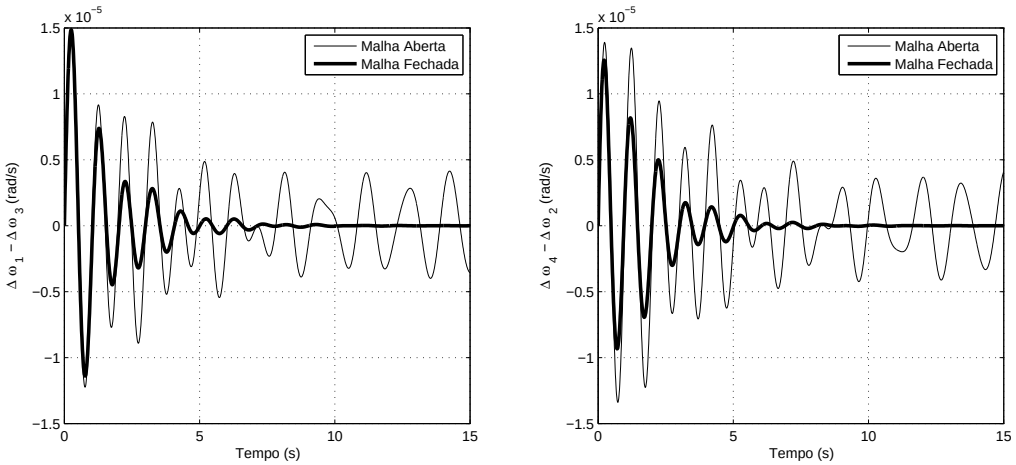

Figura 17: Diferença entre os desvios das velocidades dos rotores das máquinas do sistema teste I utilizando o método 2

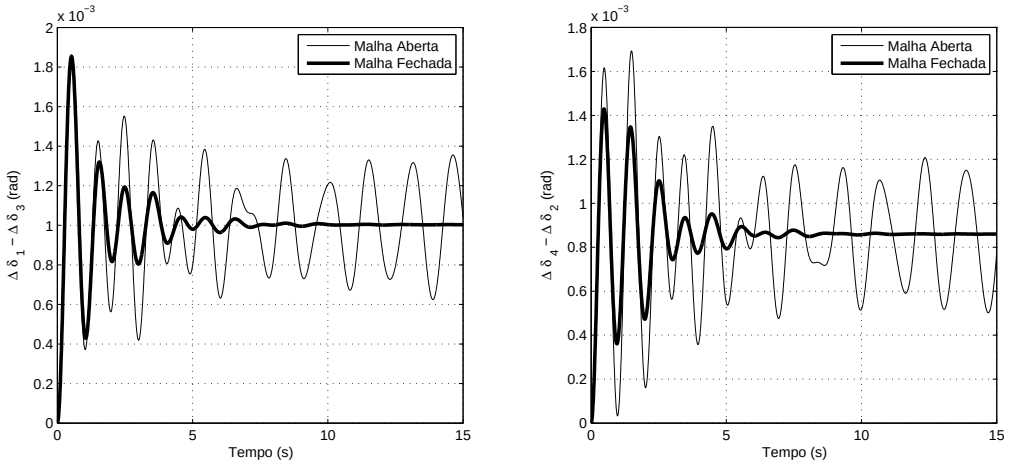

Figura 18: Diferença angular entre os rotores das máquinas do sistema teste I utilizando o método 2

Observe oscilações de amplitudes crescentes antes da aplicação dos controladores propostos. Após incluir os PSS's e TCSC-POD ajustados coordenadamente com o método 2, o sistema se estabiliza poucos segundos após a perturbação, efeito resultante do bom amortecimento garantido ao sistema pelos controladores projetados.

A soma quadrática dos controladores obtidos com o método 2, considerando três frequências $\omega = [1, 5, 10]\ rad/s$, resultou em $J_2 = 184.17$ enquanto que para o método 1 resultou $J_1 = 218.94$.

Vale comentar que a escolha dos valores mínimos e máximos para o deslocamento da parte

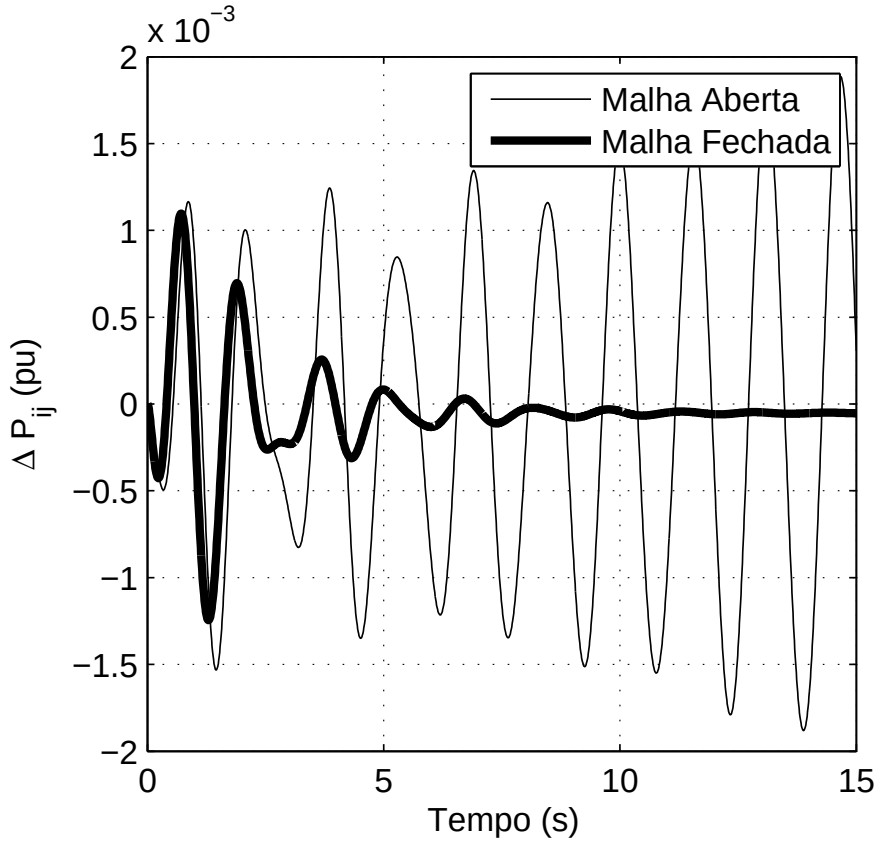

Figura 19: Desvio da potência ativa na linha de transmissão do sistema teste I utilizando o método 2

real dos autovalores influencia no ganho quadrático resultante, bem como no ganho estático. Para deslocamentos pequenos, é possível minimizar ainda mais o ganho final do controlador pois aumenta a precisão do cálculo do deslocamento através da função de sensibilidade, uma vez que o sistema se encontra linearizado. Contudo requer maior tempo computacional para resolução do problema.

Já a escolha dos limites de deslocamento da parte imaginária influencia na factibilidade do problema. Valores muito pequenos causam limitações e tornam-se muito restritivos para o problema de otimização quadrático. Valores muito altos, implicam em grandes mudanças nas frequências dos modos eletromecânicos prejudicando um posicionamento adequado dos mesmos.

Para obtenção dos resultados mostrados nesta seção foram definidos valores iguais a 0.01 e 0.02 (em módulo) para os deslocamentos mínimos e máximos das partes reais dos autovalores

e ±1% para as partes imaginárias.

4.2 Sistema Teste II - Modelo com 39 Barras e 10 Geradores

O segundo sistema estudado neste trabalho é composto por 39 barras e 10 geradores, conhecido na literatura como sistema *New England* o qual é representado por 9 máquinas conectadas a uma máquina contra barramento infinito, como é mostrado na figura 20.

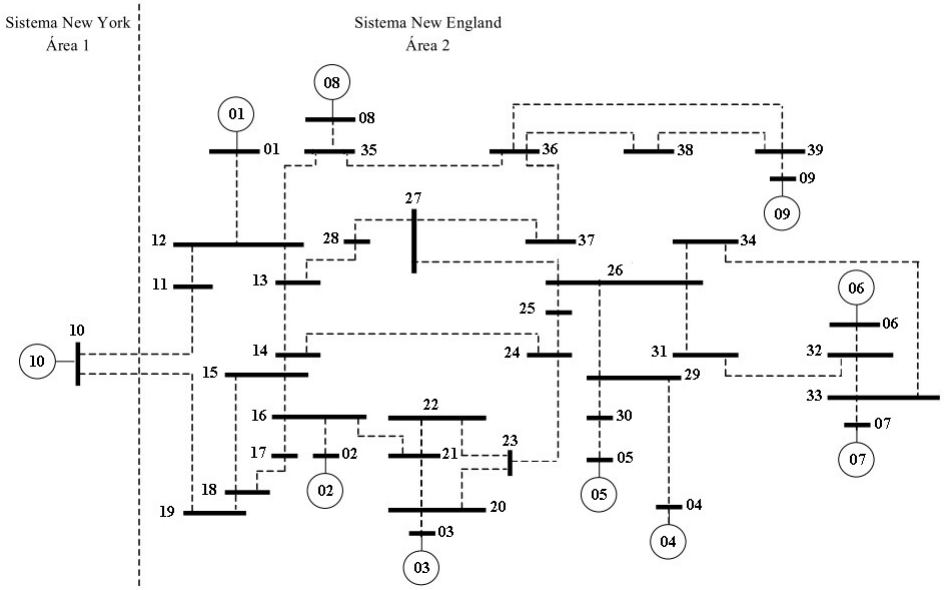

Figura 20: Diagrama unifilar do sistema teste II

Este sistema possui oito modos locais e um modo interáreas. Para garantir o amortecimento de todos os modos eletromecânicos foram projetados 9 controladores, sendo 8 estabilizadores de sistemas de potência para amortecimento dos modos locais e um controlador suplementar para o dispositivo TCSC instalado para garantir o amortecimento do modo interáreas. Os nove modos eletromecânicos desse sistema podem ser vistos na tabela 6.

Foram escolhidas as máquinas 1,2,3,4,5,6,8 e 9 para receberem os PSS's e o dispositivo TCSC foi instalado entre as barras 10 e 11.

Os dados utilizados para modelagem e simulação deste sistema foram retirados de (BYERLEY; SHERMAN; BERNNON, 1978) e os reguladores de tensão foram modificados de acordo com (ZANETTA; CRUZ, 2005).

Tabela 6: Modos Eletromecânicos em Malha Aberta do Sistema Teste II

λ	ξ	$f(Hz)$
-0.37+8.27i	0.04	1.32
-0.30+8.23i	0.04	1.31
-0.34+8.14i	0.04	1.29
-0.08+7.17i	0.01	1.14
0.06+6.74i	-0.01	1.07
0.06+6.56i	-0.01	1.04
0.33+6.13i	-0.05	0.98
0.31+6.00i	-0.05	0.96
0.14+3.51i	-0.04	0.56

4.2.1 Ajuste Individual dos Controladores Utilizando o Método 1

Primeiramente foram utilizados os resíduos para o amortecimento dos nove modos eletromecânicos do sistema. Os parâmetros obtidos podem ser observados na tabela 7.

Tabela 7: Parâmetros dos controladores projetados para o sistema teste II utilizando o método 1

	x_{k2}	x_{k1}	x_{k0}	T_k	T_w
PSS_1	0.79	4.32	5.92	0.10	10
PSS_2	0.37	1.15	0.89	0.10	10
PSS_3	0.36	1.51	1.59	0.10	10
PSS_4	0.10	0.69	1.18	0.10	10
PSS_5	0.65	5.72	12.61	0.10	10
PSS_6	0.29	1.21	1.29	0.10	10
PSS_7	0.15	0.36	0.22	0.10	10
PSS_8	0.27	2.85	7.63	0.10	10
POD	0.02	0.04	0.02	0.10	10

O posicionamento final dos modos eletromecânicos pode ser observado na Tabela 8 e também na figura 21.

Observa-se na figura 21 que alguns modos eletromecânicos possuem amortecimento acima do valor especificado durante a etapa de projeto, isto acontece porque a técnica realiza o ajuste individual dos controladores. A aplicação dos mesmos de maneira simultânea implica em efeitos os quais não podem ser previstos durante a etapa de projeto e também devido às interações que ocorrem entre eles.

Tabela 8: Posicionamento final dos modos eletromecânicos do sistema teste II utilizando o método 1

λ	ξ	$f(Hz)$
-1.13+9.09i	0.12	1.45
-1.28+8.69i	0.15	1.38
-0.84+8.22i	0.10	1.31
-1.48+7.33i	0.20	1.17
-0.84+7.18i	0.12	1.14
-1.69+7.09i	0.23	1.13
-0.78+6.29i	0.12	1.00
-0.79+5.80i	0.14	0.92
-0.43+3.05i	0.14	0.49

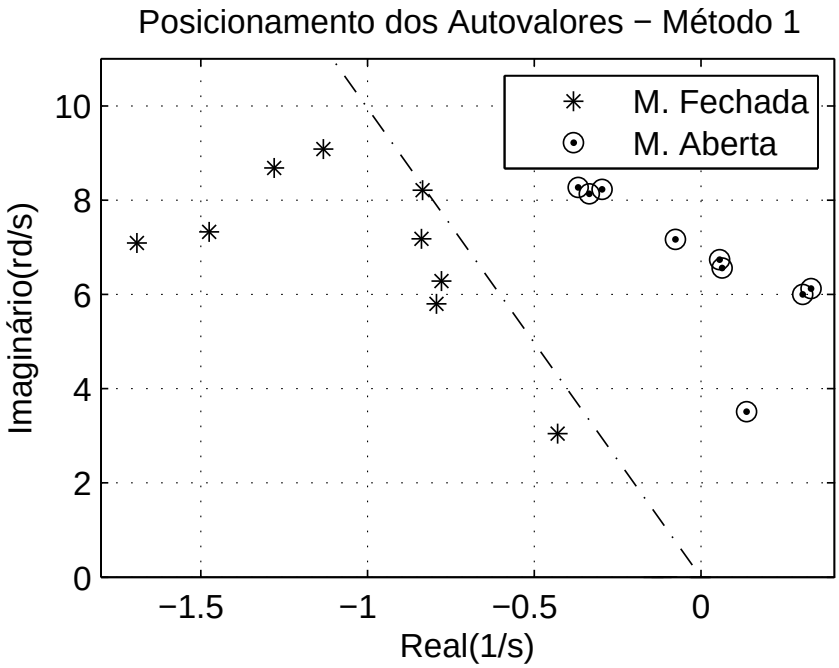

Figura 21: Posicionamento dos modos eletromecânicos do sistema teste II utilizando o método 1

A resposta em frequência dos controladores obtidos pode ser vista na figura 22. Nesta figura pode-se observar que todos os controladores são caracterizados como avançadores de fase.

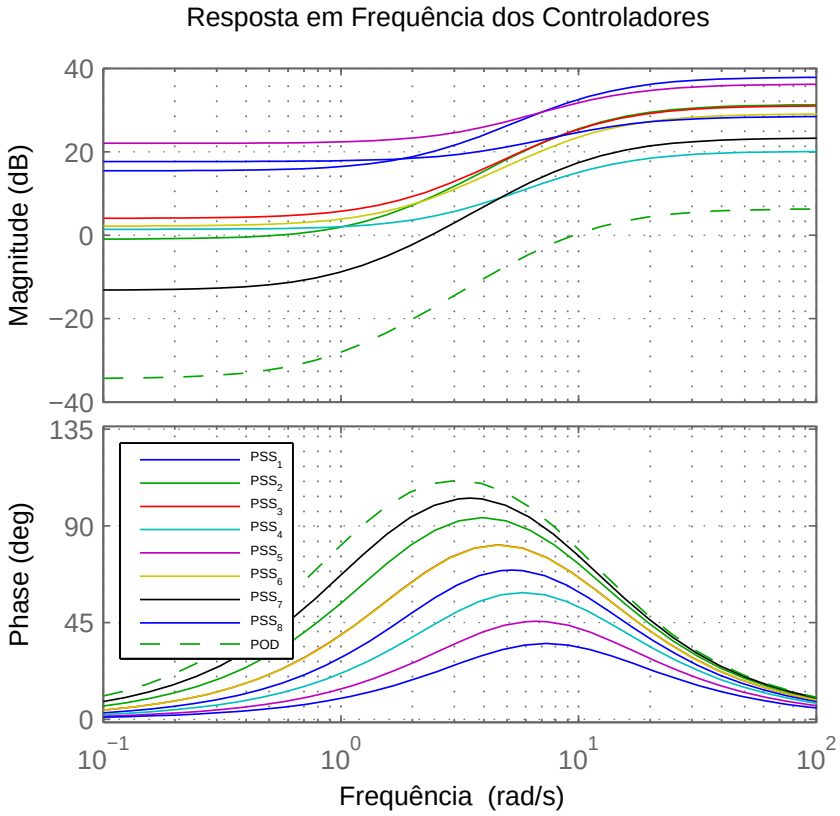

Figura 22: Resposta em frequência dos controladores ajustados para o sistema teste II utilizando o método 1

4.2.2 Ajuste Coordenado Utilizando o Método 2

Aplicando-se programação quadrática para a realização do ajuste coordenado e incremental dos oito estabilizadores de sistemas de potência e do controlador suplementar do dispositivo TCSC, os parâmetros dos controladores obtidos podem ser vistos na tabela 9.

Tabela 9: Parâmetros dos controladores projetados simultaneamente para o sistema teste II utilizando o método 2

	x_{k2}	x_{k1}	x_{k0}	T_k	T_w
PSS_1	0.27	2.99	4.03	0.10	10
PSS_2	0.24	1.47	1.23	0.10	10
PSS_3	0.14	0.77	2.70	0.10	10
PSS_4	0.09	0.61	1.21	0.10	10
PSS_5	0.09	1.05	1.19	0.10	10
PSS_6	0.28	0.83	1.71	0.10	10
PSS_7	0.13	0.33	0.32	0.10	10
PSS_8	0.52	2.37	1.85	0.10	10
POD	0.01	0.08	0.22	0.10	10

Os parâmetros resultantes, mostrados na tabela 9, mostram uma diminuição e melhor distribuição dos ganhos estáticos (coluna x_{k0}) em relação ao ajuste utilizado com o método 1.

O posicionamento final dos três modos eletromecânicos em malha fechada é mostrado na tabela 10 onde pode ser visto que todos os autovalores possuem coeficientes de amortecimento aproximadamente iguais a 10%.

Tabela 10: Modos eletromecânicos do sistema teste II em malha fechada utilizando o método 2

λ	ξ	$f(Hz)$
-0.90+8.45i	0.11	1.35
-0.87+8.38i	0.10	1.33
-0.86+8.30i	0.10	1.32
-0.78+7.36i	0.11	1.17
-0.70+6.86i	0.10	1.09
-0.66+6.39i	0.10	1.02
-0.66+6.31i	0.10	1.00
-0.59+5.58i	0.11	0.89
-0.39+3.67i	0.11	0.58

Como descrito no capítulo 3, a aplicação deste procedimento implica em pequenos deslocamentos nos autovalores a cada passo de ajuste dos controladores, ilustrados na figura 23.

Para este sistema, o projeto foi realizado considerando valores iguais a 0.05 e 0.1 (em módulo) para os deslocamentos mínimos e máximos das partes reais dos autovalores e ±1% para as partes imaginárias.

A resposta em frequência dos controladores projetados pode ser vista na figura 24. Observe que todos os controladores são caracterizados como avançadores de fase como especificado na etapa de projeto.

As figuras 25, 26 e 27 apresentam, respectivamente, as diferenças entre os desvios das velocidades e dos ângulos dos rotores das máquinas 1 e 7 e das máquinas 9 e 7 e o desvio da potência ativa na linha em que o dispositivo TCSC foi instalado. Tais simulações foram obtidas após aplicar uma perturbação de +0.01 pu na potência mecânica da máquina 7 e -0.01 pu na potência mecânica da máquina 6. As figuras mostram a eficiência dos controladores, os quais

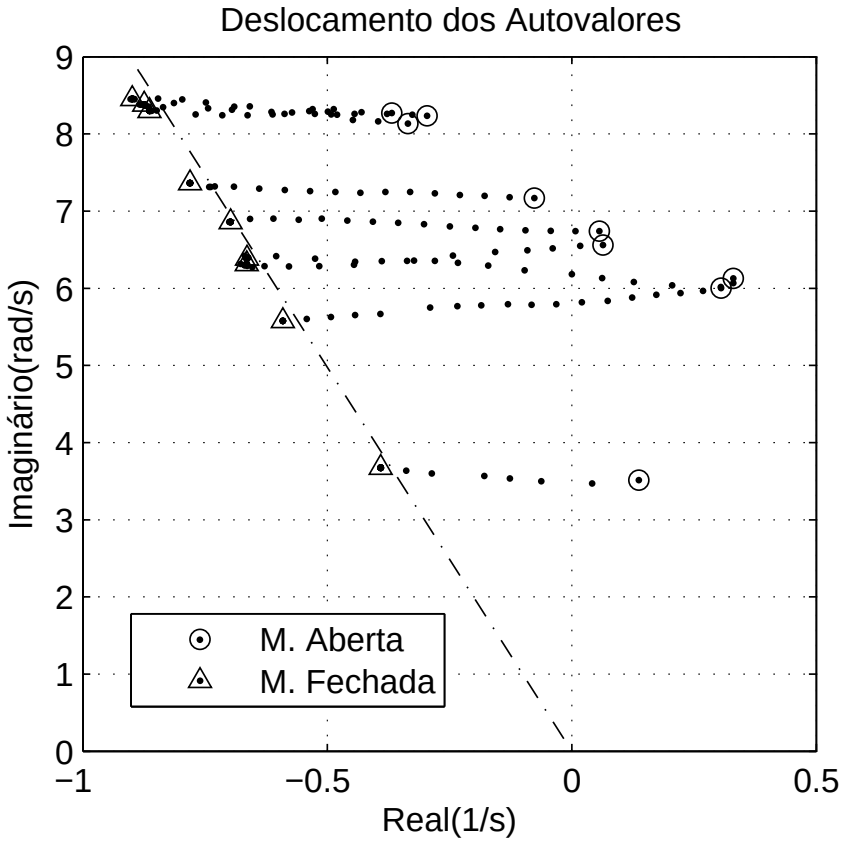

Figura 23: Deslocamento incremental dos modos eletromecânicos do sistema teste II

estabilizam o sistema rapidamente após o distúrbio retornando ao seu ponto operativo.

A soma quadrática dos ganhos dos controladores considerando três frequências $\omega = [1,\ 5,\ 10]\ rad/s$ foi obtida para o método 1: $J_1 = 3970.4$ e para o método 2: $J_2 = 2143.2$.

Este resultado mostra uma redução significativa do ganho em frequência ao utilizar o método 2 pois, pelo fato de o mesmo realizar pequenos incrementos minimizando a cada passo uma função objetivo, é possível minimizar os ganhos dos controladores posicionando os modos eletromecânicos do sistema com coeficientes de amortecimento aproximadamente iguais a 10%. Como maiores deslocamentos implicam em maiores ganhos, ao posicionar os autovalores com amortecimentos de até 23% através do método 1, o ganho quadrático obtido naquele caso resultou em um valor mais elevado quando comparado com o método 2.

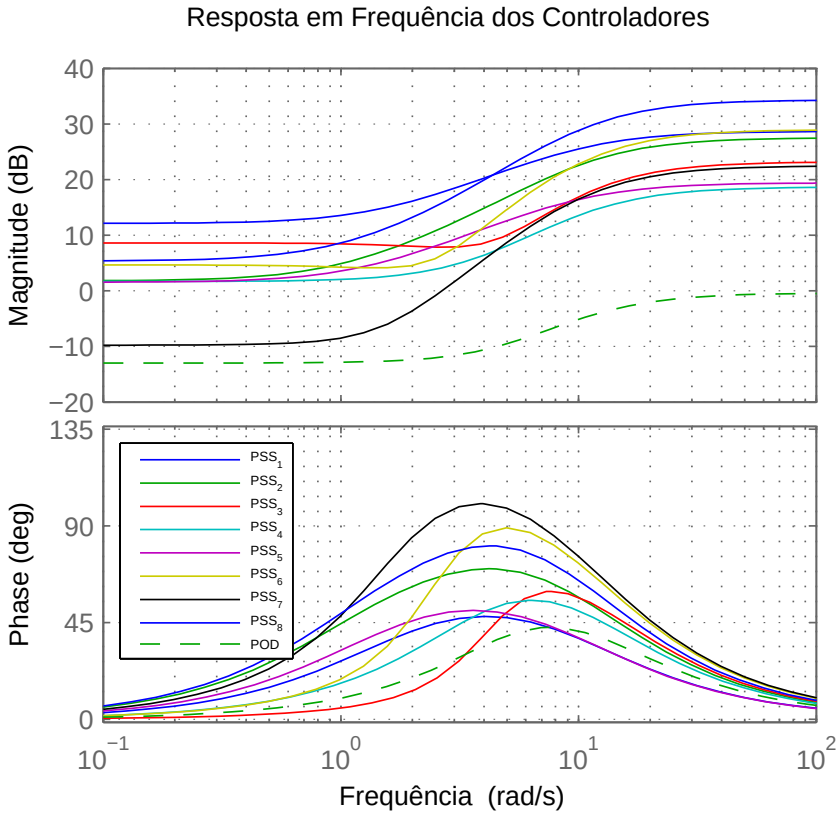

Figura 24: Resposta em frequência dos controladores ajustados utilizando o método 2 para o sistema teste II

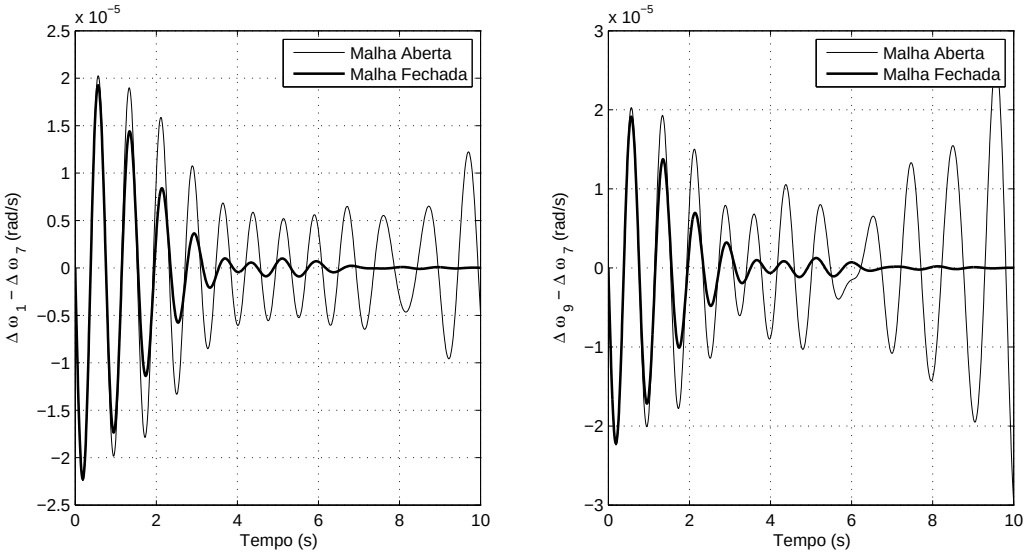

Figura 25: Diferença entre os desvios das velocidades dos rotores das máquinas do sistema teste II utilizando o método 2

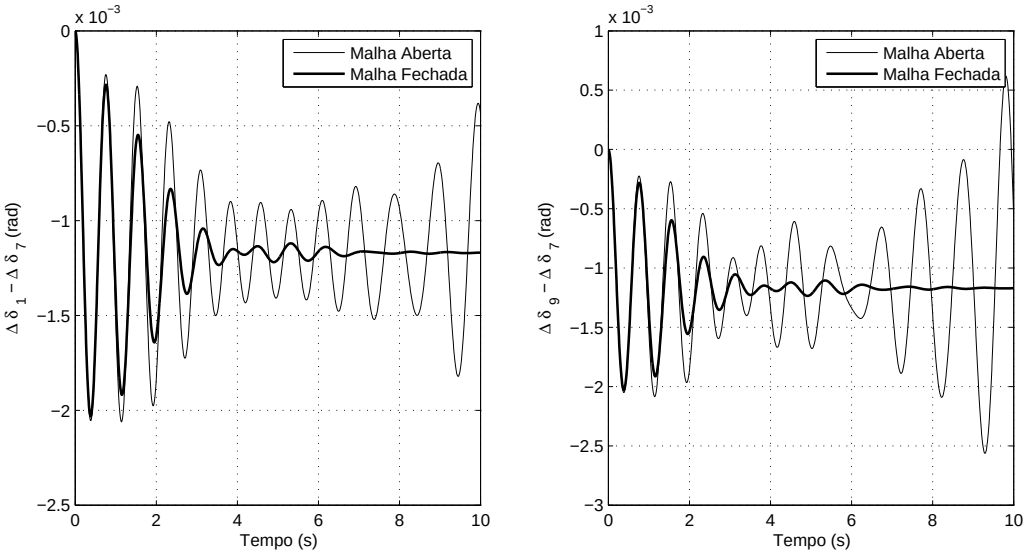

Figura 26: Diferença angular entre os rotores das máquinas do sistema teste II utilizando o método 2

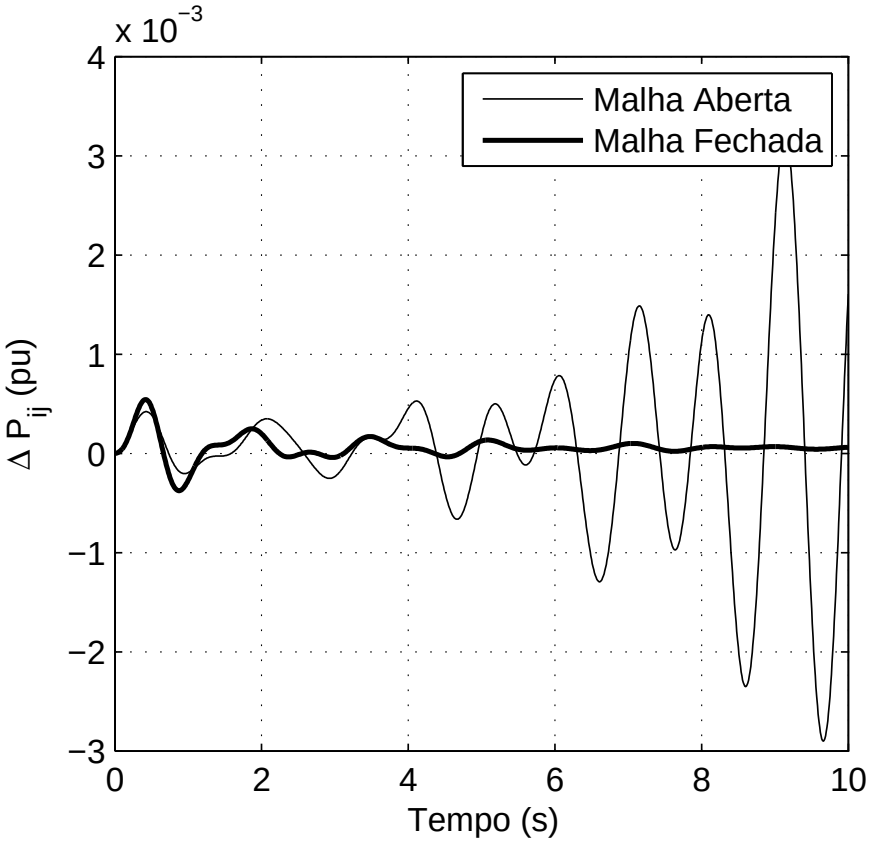

Figura 27: Desvio da potência ativa na linha de transmissão do sistema teste II utilizando o método 2

4.3 Sistema Teste III - Modelo com 69 Barras e 16 Geradores

O terceiro e último sistema teste é conhecido como sistema *New England* expandido. É constituído por 69 barras, 88 linhas de transmissão e 16 geradores síncronos distribuídos em 5 áreas conforme pode ser visto em seu diagrama unifilar (figura 28).

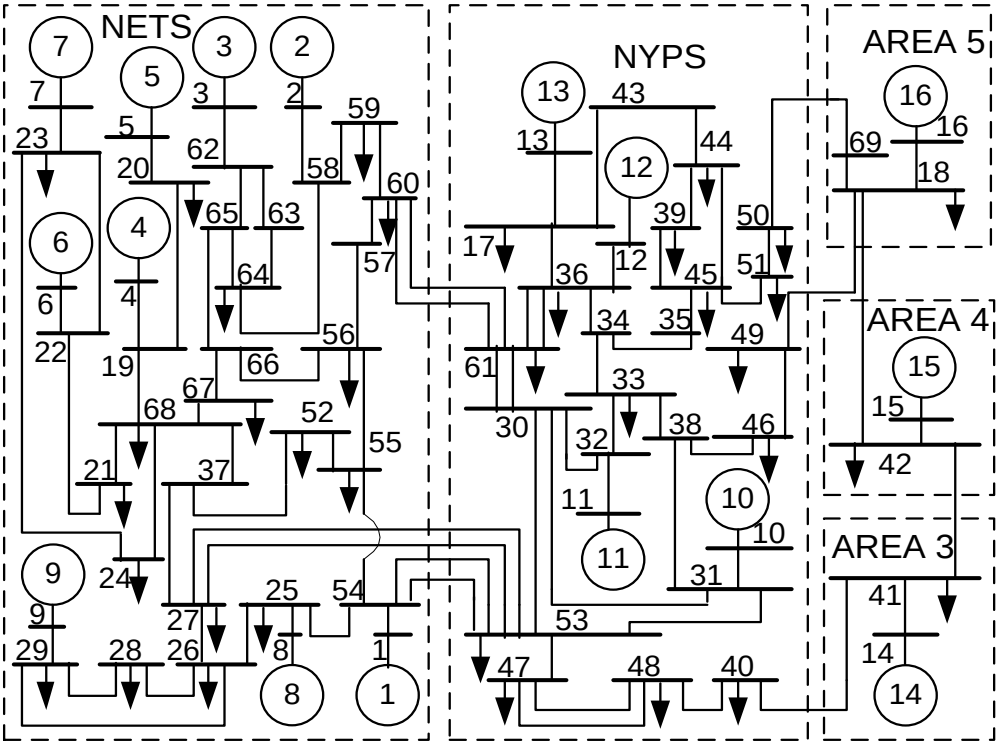

Figura 28: Diagrama unifilar do sistema teste III

Este sistema possui 15 modos eletromecânicos, os quais podem ser vistos nas tabelas 11 e 12.

Na tabela 11 constam os 11 modos eletromecânicos do tipo local, com frequências entre 0.8Hz e 2.0Hz e na tabela 12 constam os 4 modos eletromecânicos do tipo interáreas, com frequências inferiores a 0.8Hz.

Observam-se nas duas tabelas que todos os modos eletromecânicos possuem parte real negativa caracterizando estabilidade do sistema multimáquinas, no entanto, os coeficientes de amortecimento ξ são muito baixos, com valores inferiores a 5 %. Isto significa que, tratando-se

Tabela 11: Modos eletromecânicos locais do sistema teste III em malha aberta

λ	ξ	$f(Hz)$
-0.53+10.52i	0.05	1.67
-0.39+8.59i	0.05	1.37
-0.32+8.48i	0.04	1.35
-0.32+8.44i	0.04	1.34
-0.07+7.13i	0.01	1.14
-0.14+7.12i	0.02	1.13
-0.19+7.05i	0.03	1.12
-0.09+6.94i	0.01	1.10
-0.12+6.47i	0.02	1.03
-0.06+6.47i	0.01	1.03
-0.09+6.07i	0.02	0.97

Tabela 12: Modos eletromecânicos interáreas do sistema teste III em malha aberta

λ	ξ	$f(Hz)$
-0.20+4.69i	0.04	0.75
-0.14+4.58i	0.03	0.73
-0.14+3.78i	0.04	0.60
-0.09+2.90i	0.03	0.46

de um sistema linearizado para um ponto de operação, determinadas condições de operação da rede, por exemplo mudanças de carga, podem resultar em perda da estabilidade para esses modos.

Para garantir amortecimento adequado aos 15 modos eletromecânicos, foram ajustados 4 controladores suplementares para os dispositivos TCSC instalados nas linhas e 11 estabilizadores de sistemas de potência para os geradores. A este sistema foi aplicado somente o método 2, pois trata-se de um sistema com maior índice de acoplamento entre os controladores, necessitando de um projeto coordenado para obtenção bons resultados.

Os dispositivos TCSC instalados no sistema para amortecimento dos modos interáreas se encontram em interligações entre as áreas, sendo elas entre as barras #60-61, #41-42, #50-51 e #40-41 e os PSS's para o amortecimento dos modos locais foram instalados nas máquinas 1, 2, 3, 4, 5, 7, 8, 9, 10, 11 e 12.

Os dados deste sistema podem ser vistos em (TAPIA, 2013) e o resultado do ajuste é mostrado a seguir.

4.3.1 Ajuste Coordenado Utilizando o Método 2

Para verificar a técnica de ajuste incremental de controladores PSS e TCSC-POD utilizando programação quadrática, os 15 modos eletromecânicos do sistema teste III foram amortecidos.

Os parâmetros foram obtidos coordenadamente utilizando a técnica descrita no capítulo 3 e podem ser vistos na tabela 13.

Foram definidos valores iguais a 0.01 e 0.02 (em módulo) para os deslocamentos mínimos e máximos da parte real dos autovalores (em módulo) e ±1% para a parte imaginária. Os resultados foram obtidos conforme mostra a figura 29.

Tabela 13: Parâmetros dos controladores projetados para o amortecimento dos modos eletromecânicos do sistema teste III utilizando o método 2

	x_{k2}	x_{k1}	x_{k0}	T_k	T_w
PSS_1	1.1686	17.5746	58.8872	0.10	20
PSS_2	0.5247	1.4687	2.7917	0.10	20
PSS_3	0.2703	2.4294	8.3570	0.10	20
PSS_4	0.2348	2.1656	9.2964	0.10	20
PSS_5	0.2633	3.5169	13.1035	0.10	20
PSS_6	0.2358	2.6006	8.5648	0.10	20
PSS_7	0.3172	1.1230	3.0046	0.10	20
PSS_8	0.6212	4.3920	7.8006	0.10	20
PSS_9	0.4957	4.2181	18.2430	0.10	20
PSS_{10}	0.1146	0.7824	3.1572	0.10	20
PSS_{11}	0.9568	7.2946	30.5527	0.10	20
POD_1	0.0006	0.0014	0.0021	0.10	20
POD_2	0.0006	0.0051	0.0218	0.10	20
POD_3	0.0003	0.0027	0.0044	0.10	20
POD_4	0.0017	0.0070	0.0215	0.10	20

É possível observar na coluna dos ganhos estáticos (x_{k0}) da tabela 13, que os valores para os controladores suplementares POD são bem menores que os valores para os PSS (o mesmo acontece com os resultados obtidos para os sistemas anteriores). Isso se deve ao fato de haver uma diferença entre a ordem de grandeza dos resíduos associados a estes controladores.

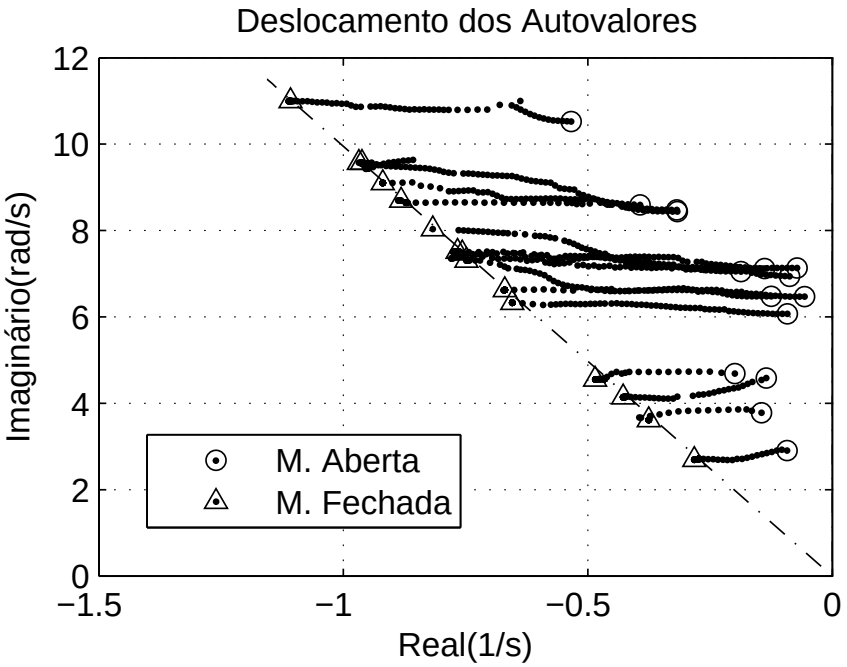

Figura 29: Deslocamento incremental dos modos eletromecânicos do sistema teste III

Adicionalmente são expressos os dados de amortecimento e frequência de oscilação dos modos locais na tabela 14 e dos modos interáreas na tabela 15. Observe que todos os modos eletromecânicos possuem exatamente 10% de amortecimento quando em malha fechada, como especificado em fase de projeto.

Tabela 14: Posicionamento final dos modos locais do sistema teste III utilizando o método 2

λ	ξ	f
-1.11+11.00i	0.10	1.75
-0.97+9.57i	0.10	1.52
-0.96+9.57i	0.10	1.52
-0.92+9.10i	0.10	1.45
-0.88+8.70i	0.10	1.38
-0.82+8.03i	0.10	1.28
-0.77+7.51i	0.10	1.20
-0.76+7.47i	0.10	1.19
-0.75+7.31i	0.10	1.16
-0.67+6.62i	0.10	1.05
-0.65+6.33i	0.10	1.01

A figura 30 mostra que todos autovalores do sistema teste III possuem parte real negativa em malha fechada após a inclusão dos controladores caracterizando a estabilidade do sistema

Tabela 15: Posicionamento final dos modos interáreas do sistema teste III utilizando o método 2

λ	ξ	f
-0.49+4.55i	0.10	0.72
-0.43+4.14i	0.10	0.66
-0.38+3.61i	0.10	0.58
-0.28+2.69i	0.10	0.43

elétrico.

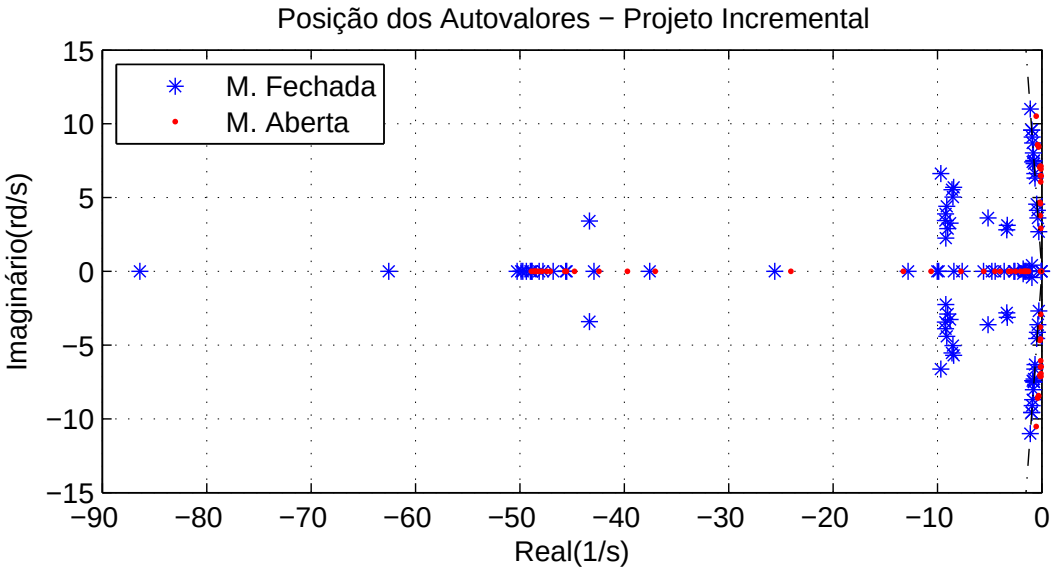

Figura 30: Autovalores do sistema teste III utilizando o método 2

A resposta em frequência dos controladores obtidos pode ser vista na figura 31 onde observam-se avançadores de fase conforme especificação de projeto. Nesta figura, as curvas referentes aos controladores suplementares POD foram destacadas em linhas tracejadas, enquanto as curvas dos controladores PSS possuem linha contínua.

O ganho quadrático resultante neste caso foi obtido considerando três frequências na região de interesse $\omega = [1,\ 5,\ 10]\ rad/s$ e resultou em $J = 27777$.

As figuras 32, 33 e 34 apresentam a diferença entre os desvios das velocidades e dos ângulos dos rotores das máquinas 7 e 15 e das máquinas 10 e 13; e o desvio da potência ativa nas linhas em que os dispositivos TCSC foram instalados. Tais simulações foram obtidas aplicando-se uma perturbação de +0.01 pu na potência mecânica da máquina 6 e -0.01 pu na potência

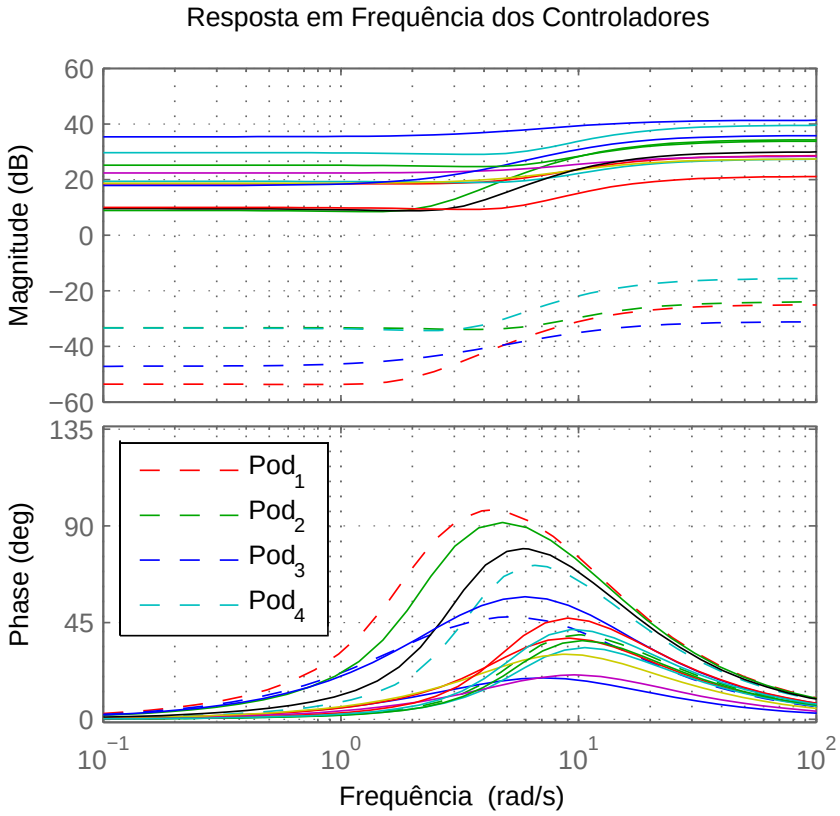

Figura 31: Resposta em frequência dos controladores obtidos para o sistema teste III utilizando o método 2

mecânica da máquina 7.

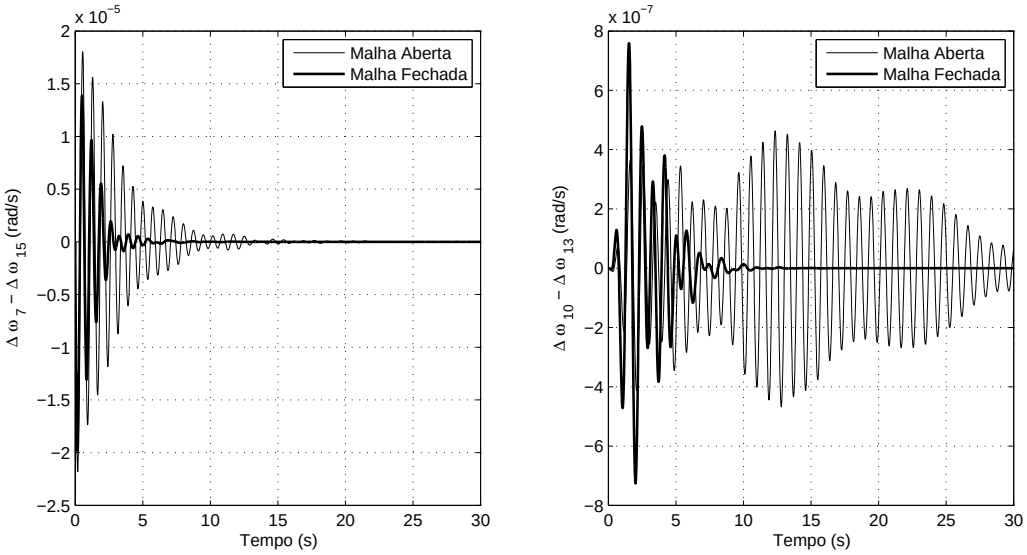

Figura 32: Diferença entre os desvios das velocidades dos rotores das máquinas do sistema teste III utilizando o método 2

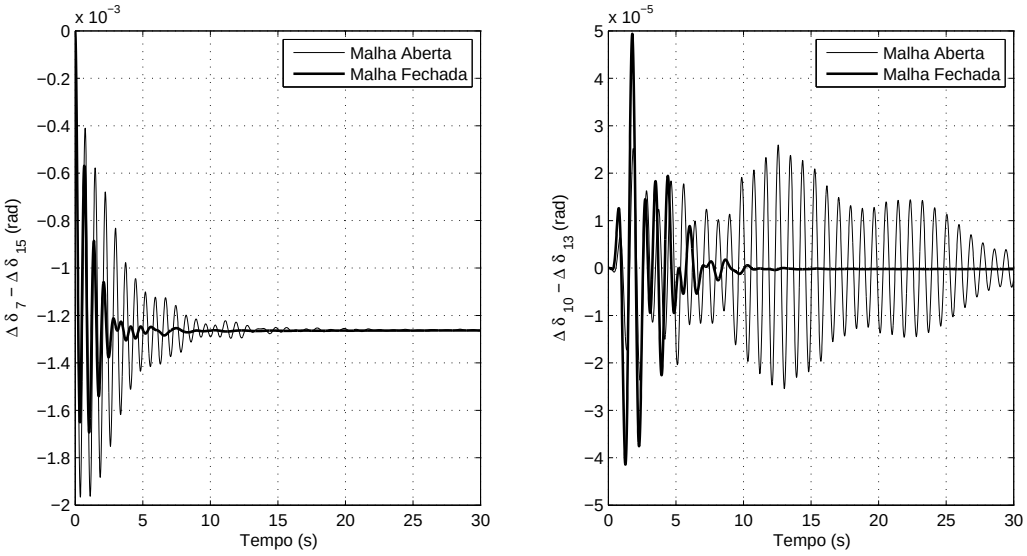

Figura 33: Diferença angular entre os rotores das máquinas do sistema teste III utilizando o método 2

Como resultado do ajuste dos controladores, observa-se que o tempo de acomodação e oscilação das curvas de saída do sistema diminuíram, tanto para as curvas de velocidade e de ângulo quanto para os desvios de potência nas linhas.

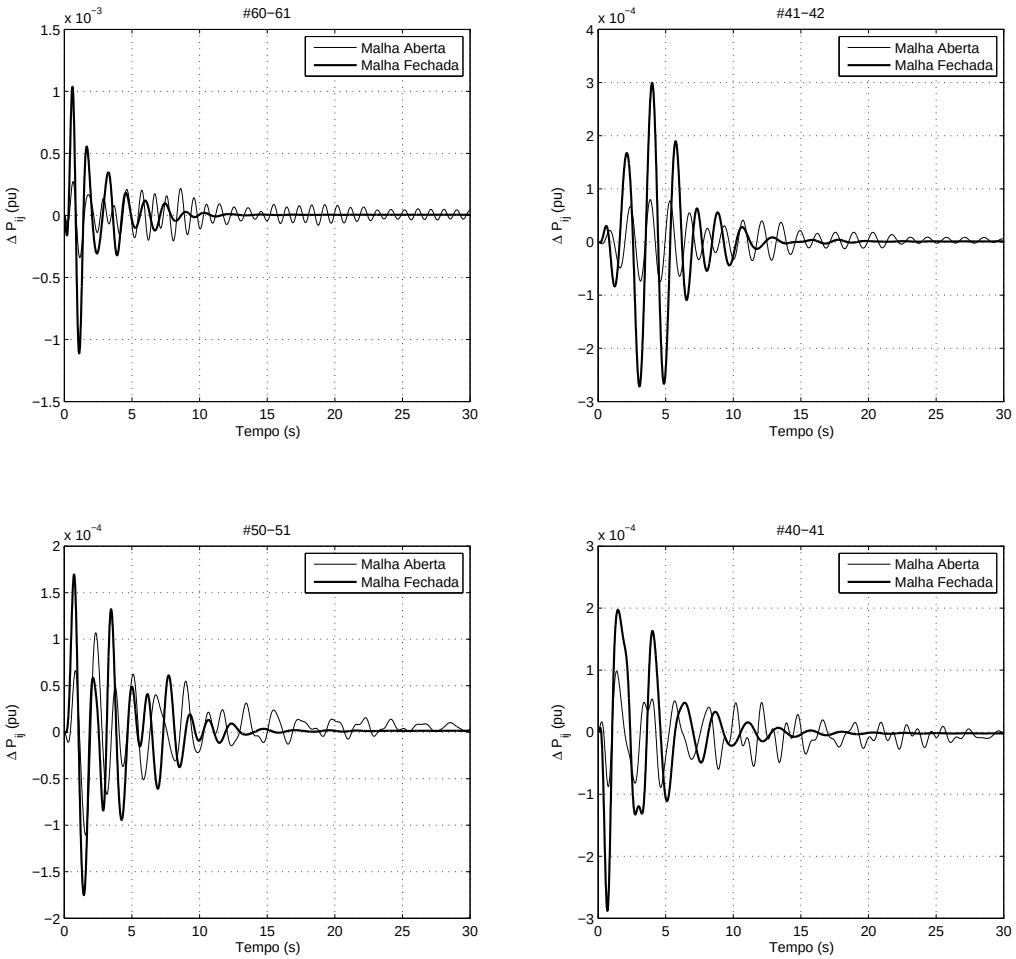

Figura 34: Desvio da potência ativa na linha de transmissão do sistema teste III utilizando o método 2

5 CONCLUSÃO

Este trabalho teve como proposta estender a aplicação da metodologia de ajuste incremental, utilizada anteriormente em (ZANETTA; CRUZ, 2005) para projeto de PSS's, para a aplicação no ajuste coordenado de PSS's e dispositivos TCSC-POD.

Para atingir os objetivos desta pesquisa três sistemas foram analisados. O sistema teste I conhecido como sistema Kundur, o sistema teste II chamado de *New England Test System* e por último o sistema teste III, conhecido na literatura como *New York Power System and New England Test System (NYPS & NETS*).

Em uma etapa prévia ao projeto incremental, foi realizado o ajuste individual de controladores utilizando uma metodologia clássica. O propósito desta etapa não foi fazer uma comparação de desempenho entre as duas metodologias e sim ganhar sensibilidade e familiaridade com os sistemas. Através desta análise foi possível identificar a diferença de grandeza entre os resíduos relacionados às máquinas e à potência ativa na linha de transmissão, característica que colaborou de maneira efetiva para as modificações introduzidas nas restrições do método 2.

Os resultados mostraram que o ajuste incremental pode ser utilizado com sucesso para o amortecimento de modos locais e interáreas utilizando PSS's e dispositivos TCSC-POD. E ainda, o fato de o método realizar pequenos incrementos de cada vez considerando as contribuições de cada controlador para cada modo eletromecânico, permitiu minimizar os ganhos dos controladores.

Entre as vantagens que podem ser apontadas ao utilizar o método de ajuste incremental e coordenado dos controladores, encontram-se:

- Minimização dos ganhos dos controladores e possíveis interações que possam ocorrer entre eles;
- Maior precisão do deslocamento dos autovalores através da função de sensibilidade, uma vez que tratam-se de sistemas linearizados;
- A formulação do problema através de programação quadrática possibilita o ajuste de zeros e ganhos dos controladores.

Entretanto, a maior vantagem a ser apontada é o esforço computacional requerido para resolução do problema. Em um computador equipado com um processador Intel Core2Duo, os tempos médios de resolução para os sistemas I, II e III foram apenas 2.5, 2.7 e 20 segundos respectivamente.

Como a análise de estabilidade a pequenas perturbações envolve a linearização do modelo não linear do sistema de potência em torno de um determinado ponto de operação e o sistema de potência está sujeito a variações de carga ao longo do dia causando mudanças em suas condições de funcionamento, é de grande importância que os controladores projetados atendam ao sistema de potência mantendo sua estabilidade e desempenho adequado também nos casos em que hajam tais variações.

Assim, uma possível continuação para este trabalho consiste em considerar diversos pontos operativos do sistema multimáquinas durante a etapa de projeto de maneira a obter controladores robustos.

Seria interessante também avaliar a flexibilidade da metodologia através da aplicação da mesma a outros dispositivos FACTS, tais como UPFC, SVC, etc.

REFERÊNCIAS

ABOUL-ELA, M. et al. Damping controller design for power system oscillations using global signals. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 11, n. 2, p. 767–773, May 1996.

ANDERSON, P. M.; FOUAD, A. A. *Power Systems Control and Stability*. EUA: Wiley-IEEE Press, 1993.

ARAUJO, P. B.; ZANETTA, L. C. Pole placement method using the system matrix transfer function and sparsity. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, v. 23, n. 3, p. 173–178, 2001.

ARCIDIACONO, V. et al. Evaluation and improvement of electromechanical oscillation damping by means of eigenvalue-eigenvector analysis. practical results in the central peru power system. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, PAS-99, n. 2, p. 769–778, March 1980.

BAMASAK, S.; ABIDO, M. Improving power oscillation damping via tcsc in interconnected power networks. In: *Innovative Smart Grid Technologies - Middle East (ISGT Middle East), 2011 IEEE PES Conference on*. [S.l.: s.n.], 2011. p. 1–6.

BOMFIM, A. D.; TARANTO, G.; FALCAO, D. Simultaneous tuning of power system damping controllers using genetic algorithms. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 15, n. 1, p. 163–169, Feb 2000.

BOMFIM, A. do et al. Parallel genetic algorithm to tune multiple power system stabilizers in large interconnected power systems. In: *Bulk Power System Dynamics and Control (iREP) - VIII (iREP), 2010 iREP Symposium*. [S.l.: s.n.], 2010.

BYERLEY, R. T.; SHERMAN, D. E.; BERNNON, R. J. *Frequency Domain Analysis of Low Frequency Oscillations in Large Electrical Power Systems*. EUA: EPRI, Palo Alto, CA, Rep. EL-726, Project 744-1, 1978.

CAI, L.-J.; ERLICH, I. Simultaneous coordinated tuning of pss and facts damping controllers in large power systems. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 20, n. 1, p. 294–300, Feb 2005.

CAMPOS, V. A. F. *Controle robusto de sistemas de potência multimáquinas através de desigualdades matriciais lineares: abordagem por alocação de pólos e ajuste de estabilizadores de sistemas de potência.* Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, São Paulo, 2008.

CAMPOS, V. A. F. de; CRUZ, J. J. da; ZANETTA, L. C. Pole placement and robust adjustment of power systems stabilizers through linear matrix inequalities. In: *Power Systems Conference and Exposition, 2006. PSCE '06. 2006 IEEE PES*. [S.l.: s.n.], 2006. p. 2180–2187.

CHAUDHURI, B.; PAL, B. Robust damping of multiple swing modes employing global stabilizing signals with a tcsc. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 19, n. 1, p. 499–506, Feb 2004.

DEMELLO, F. P.; CONCORDIA, C. Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, New York, v. 88, n. 4, p. 316–329, 1969.

DOI, A.; ABE, S. Coordinated synthesis of power system stabilizers in multimachine power systems. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, PAS-103, n. 6, p. 1473–1479, June 1984.

FERRAZ, J. C. R.; MARTINS, N.; TARANTO, G. Simultaneous partial pole placement for power system oscillation damping control. In: *Power Engineering Society Winter Meeting, 2001. IEEE*. [S.l.: s.n.], 2001. v. 3, p. 1154–1159 vol.3.

GAMA, C. Brazilian north-south interconnection control-application and operating experience with a tcsc. In: *Power Engineering Society Summer Meeting, 1999. IEEE*. [S.l.: s.n.], 1999. v. 2, p. 1103–1108 vol.2.

GAMA, C. et al. Commissioning and operative experience of tcsc for damping power oscillation in the brazilian north-south interconnection. *CIGRÉ, Session 2000, 14-104*, 2000.

GIBBARD, M.; VOWLES, D.; POURBEIK, P. Interactions between, and effectiveness of, power system stabilizers and facts device stabilizers in multimachine systems. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 15, n. 2, p. 748–755, May 2000.

HINGORANI, N. G.; GYUGYI, L. *Understanding FACTS - Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems*. New York: IEEE Press, 2000.

JABR, R.; PAL, B.; MARTINS, N. A sequential conic programming approach for the coordinated and robust design of power system stabilizers. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 25, n. 3, p. 1627–1637, Aug 2010.

KLEIN, M.; ROGERS, G.; KUNDUR, P. A fundamental study of inter-area oscillations in power systems. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 6, n. 3, p. 914–921, Aug 1991.

KUIAVA, R.; RAMOS, R.; BRETAS, N. Robust design of a tcsc supplementary controller to damp inter-area oscillations. In: *Power Engineering Society General Meeting, 2007. IEEE*. [S.l.: s.n.], 2007. p. 1–8.

KUNDUR, P. *Power System Stability and Control*. New York: McGraw-Hill, 1994.

KUNDUR, P. et al. Definition and classification of power system stability. IEEE Transactions on Power Systems, v. 19, n. 2, p. 1387–1401, 2004.

LARSEN, E.; SWANN, D. A. Applying power system stabilizers part i, ii, iii. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, PAS-100, n. 6, p. 3017–3046, June 1981.

MAJUMDER, R. et al. Lmi approach to normalised hinf; loop-shaping design of power system damping controllers. *Generation, Transmission and Distribution, IEE Proceedings-*, v. 152, n. 6, p. 952–960, Nov 2005.

MARTINS, N. et al. Impact of the interaction among power system controls. *CIGRE Technical Brochur*, n. 166, 2000.

MARTINS, N.; LIMA, L. T. G. Determination of suitable locations for power system stabilizers and static var compensators for damping electromechanical oscillations in large scale power systems. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 5, n. 4, p. 1455–1469, Nov 1990.

MIOTTO, E.; COVACIC, M. Analysis of impacts of pss controllers and tcsc facts devices at dynamic stability of a multimachine system power. In: *Transmission and Distribution Conference and Exposition: Latin America (T D-LA), 2010 IEEE/PES*. [S.l.: s.n.], 2010. p. 359–365.

NARNE, R.; PANDA, P. Optimal coordinate control of pss with series and shunt facts stabilizers for damping power oscillations. In: *Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES), 2012 IEEE International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2012. p. 1–6.

OGATA, K. *Engenharia de Controle Moderno*. Philadelphia: Pearson Prentice Hall, 2003.

OLIVEIRA, R. de; RAMOS, R.; BRETAS, N. A mixed procedure based on classical and modern control to design robust damping controllers. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 22, n. 3, p. 1231–1239, Aug 2007.

OSTOJIC, D. Stabilization of multimodal electromechanical oscillations by coordinated application of power system stabilizers. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 6, n. 4, p. 1439–1445, Nov 1991.

PAGOLA, F.; PEREZ-ARRIAGA, I.; VERGHESE, G. C. On sensitivities, residues and participations: applications to oscillatory stability analysis and control. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 4, n. 1, p. 278–285, Feb 1989.

PAL, B.; CHAUDHURI, B. *Robust Control in Power Systems*. New York: Springer, 2005.

PASERBA, J. How facts controllers-benefit ac transmission systems. In: *Transmission and Distribution Conference and Exposition, 2003 IEEE PES*. [S.l.: s.n.], 2003. v. 3, p. 949–956 vol.3.

POURBEIK, P.; GIBBARD, M. Damping and synchronizing torques induced on generators by facts stabilizers in multimachine power systems. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 11, n. 4, p. 1920–1925, Nov 1996.

____. Simultaneous coordination of power system stabilizers and facts device stabilizers in a multimachine power system for enhancing dynamic performance. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 13, n. 2, p. 473–479, May 1998.

RAO, P.; SEN, I. Robust pole placement stabilizer design using linear matrix inequalities. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 15, n. 1, p. 313–319, 2000.

ROGERS, G. *Power System Oscillations*. Norwell, USA: Kluwer, 2000.

SADIKOVIC, R.; KORBA, P.; ANDERSSON, G. Application of facts devices for damping of power system oscillations. In: *Power Tech, 2005 IEEE Russia*. [S.l.: s.n.], 2005. p. 1–6.

SAVELLI, D. et al. Robust signals for the tcsc oscillation damping controllers of the brazilian north-south interconnection considering multiple power flow scenarios and external disturbances. In: *Power Engineering Society General Meeting, 2007. IEEE*. [S.l.: s.n.], 2007. p. 1–7.

SCAVONI, F. E. et al. Design of robust power system controllers using linear matrix inequalities. In: *Power Tech Proceedings, 2001 IEEE Porto*. [S.l.: s.n.], 2001. v. 2, p. 6 pp. vol.2–.

SIMFUKWE, D. et al. Robust and low-order design of flexible ac transmission systems and power system stabilisers for oscillation damping. *Generation, Transmission Distribution, IET*, v. 6, n. 5, p. 445–452, May 2012.

SIMOES, A. et al. Robust design of a tcsc oscillation damping controller in a weak 500-kv interconnection considering multiple power flow scenarios and external disturbances. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 24, n. 1, p. 226–236, Feb 2009.

SINGH, B.; SHARMA, N. K.; TIWARI, A. N. Classification of coordinated control techniques of facts controllers in emerging power systems. *International Journal of Engineering and Techno Science*, v. 1, p. 18–34, 2010.

SONG, Y. H.; JOHNS, A. T. *Flexible AC Transmission Systems (FACTS)*. London, UK: The Institution of Electrical Engineers, 1999.

SUBRAMANIAN, D.; DEVI, R. Application of tcsc power oscillation damping controller to enhance power system dynamic performance. In: *Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES) 2010 Power India, 2010 Joint International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2010. p. 1–5.

SUNKARA, S.; NARNE, R.; PANDA, P. Co-ordinated tuning of pss with tcsc damping controller through advanced adaptive pso for a multi-machine power system. In: *Energy Efficient Technologies for Sustainability (ICEETS), 2013 International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2013. p. 1097–1102.

TAPIA, C. A. F. *Análise do amortecimento de modos interáreas com o método de imposição de polos.* Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, São Paulo, 2013.

WANG, H. Interaction analysis and co-ordination of svc voltage and damping control. In: *Electric Utility Deregulation and Restructuring and Power Technologies, 2000. Proceedings. DRPT 2000. International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2000. p. 361–365.

YANG, N.; LIU, Q.; MCCALLEY, J. Tcsc controller design for damping interarea oscillations. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 13, n. 4, p. 1304–1310, Nov 1998.

ZANETTA, L.; CRUZ, J. da. Stabilizer design for multimachine power systems using mathematical programming. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, v. 19, n. 8, p. 519–523, Nov 1997.

____. An incremental approach to the coordinated tuning of power systems stabilizers using mathematical programming. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 20, n. 2, p. 895–902, May 2005.

APÊNDICE A - CONCEITOS BÁSICOS

Sabe-se que os sistemas de potência possuem característica dinâmica altamente não-linear. Contudo, a análise a pequenas perturbações possibilita trabalhar com o modelo linearizado em torno de um ponto de operação e aplicação de técnicas de controle linear para sua análise.

Assim, após linearização por expansão em série de Taylor em torno de um ponto de operação específico, o modelo linear do sistema elétrico em espaço de estados em malha aberta resulta em:

$$\Delta\dot{x} = A\Delta x + B\Delta u \tag{A.1}$$

$$\Delta y = C\Delta x + D\Delta u \tag{A.2}$$

Comumente em sistemas de potência, é adotado o projeto de um controlador por realimentação da saída, de acordo com a figura 35.

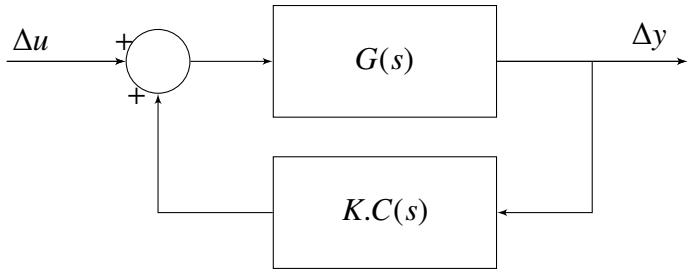

Figura 35: Estrutura de controle do sistema por realimentação da saída

A função de transferência em malha aberta $G(s)$ é dada por:

$$G(s) = \frac{\Delta y}{\Delta u} = C\frac{adj(sI - A)}{det(sI - A)}B + D \tag{A.3}$$

O desenvolvimento de $det(sI-A) = 0$ é chamado de equação característica de A e o conjunto de soluções desta equação, $s = \lambda_i$, são chamados autovalores do sistema. Os autovalores por sua vez, estão associados aos autovetores à direita Φ e à esquerda Ψ os quais compõem as soluções das seguintes equações:

$$A\Phi = \lambda\Phi$$

$$\Phi = [\phi_1,\ \phi_2,\ \ldots,\ \phi_n] \tag{A.4}$$

$$\Psi A = \lambda\Psi$$

$$\Psi = \left[\psi_1^T,\ \psi_2^T,\ \ldots,\ \psi_n^T\right]^T \tag{A.5}$$

onde $\phi_i,\ i = 1, \ldots, n$ são vetores coluna e $\psi_i,\ i = 1, \ldots, n$ são vetores linha associados ao i-ésimo autovalor.

Juntos, os autovalores e seus respectivos autovetores descrevem a resposta temporal do sistema linear A.1. Considerando $u = 0$, e supondo que n seja a ordem da matriz de estados A, para uma dada condição inicial Δx_0 a resposta dinâmica livre é dada como (KUNDUR, 1994):

$$\Delta x(t) = \sum_{i=1}^{n} \phi_i \psi_i \Delta x_0 e^{\lambda_i t} \tag{A.6}$$

onde λ_i é o i-ésimo autovalor da matriz A, ϕ_i e ψ_i são os autovetores à direita e à esquerda respectivamente associados a λ_i e Δx_0 é o conjunto de condições iniciais do sistema.

A partir da equação A.6 é possível observar que a resposta livre do sistema é uma combinação linear dos autovetores à direita e à esquerda associados a matriz A, os quais também são chamados de modos de resposta, e que cada autovalor λ_i é responsável por caracterizar a resposta do sistema, ou seja, é possível estudar sua estabilidade e comportamento dinâmico a partir dos seus autovalores (KUNDUR, 1994).

Os autovalores de um sistema linear podem aparecer como números reais ou em pares complexos conjugados. No caso de o autovalor ser um número real, o mesmo caracteriza uma resposta exponencial $e^{\lambda_i t}$. Com isso, quando o autovalor é real negativo a exponencial é atenuada e o sistema é estável, sendo que, quanto maior a magnitude do modo, mais rápido é o

decaimento. Quando o autovalor é real positivo, a exponencial é crescente caracterizando um sistema instável (KUNDUR, 1994).

Autovalores complexos caracterizam modos oscilatórios e sempre aparecem em pares conjugados. A parte real corresponde à taxa de decaimento do sistema enquanto que a parte imaginária corresponde à frequência de oscilação (KUNDUR, 1994).

Supondo o autovalor,

$$\lambda = \sigma \pm j\omega \tag{A.7}$$

quando σ for negativo, a resposta do sistema apresentará oscilações amortecidas, e o sistema será caracterizado como estável. Já quando σ for positivo, a resposta do sistema apresentará oscilações de amplitudes crescentes e o sistema será instável. Em ambos os casos, a frequência de oscilação do modo de resposta é dada por

$$f = \frac{\omega}{2\pi} \tag{A.8}$$

e a taxa de amortecimento, a qual caracteriza a taxa de decaimento da amplitude da oscilação é dada por

$$\xi = \frac{-\sigma}{\sqrt{\sigma^2 + \omega^2}} \tag{A.9}$$

Vale ressaltar, no entanto, que em sistemas de potência uma situação crítica para ocorrência de instabilidade é a falta de amortecimento relacionada a algum modo oscilatório e não somente um autovalor localizado no semi-plano direito (KUNDUR, 1994; ANDERSON; FOUAD, 1993). Isso acontece devido ao fato de que o sistema de potência é complexo e não linear. O estudo a pequenas perturbações envolve a linearização do mesmo em torno de um ponto de operação, assim, um modo oscilatório pouco amortecido pode ser tornar instável dependendo do ponto de operação admitido.

As matrizes B e C do sistema em espaço de estados e os autovetores à direita e à esquerda carregam informações importantes a respeito da controlabilidade e observabilidade do sistema.

Assim, aplicando uma mudança de variáveis $\Delta x = \Phi\,\bar{x}$ no sistema definido em A.1 obtém-

se:

$$\dot{\bar{x}} = \Phi^{-1} A\, \Phi\, \bar{x} + \Phi^{-1}\, B\, \Delta u \tag{A.10}$$

$$\Delta y = \Phi C\, \bar{x} + D\, \Delta u \tag{A.11}$$

e o novo sistema em espaço de estados resulta em:

$$\dot{\bar{x}} = \Lambda\, \bar{x} + B'\, \Delta u \tag{A.12}$$

$$\Delta y = C'\, \bar{x} + D\, \Delta u \tag{A.13}$$

onde Λ é uma matriz diagonal cujos elementos são os autovalores $\lambda_1, \lambda_2, \ldots, \lambda_n$, $B' = \Phi^{-1}\, B$ é a matriz de controlabilidade modal e $C' = \Phi C$ é a matriz de observabilidade modal.

Com isso, se a i-ésima linha de B' for nula, a entrada não afeta o i-ésimo modo. Analogamente se a i-ésima coluna de C' for nula, o modo correspondente não é observável.

Agora, considerando que a k-ésima relação entrada/saída para um gerador do sistema é dada por $G_k(s)$, a qual pode ser representada em função de polos e zeros:

$$G_k(s) = \frac{\prod_{i=1}^{m} (s - z_i)}{\prod_{i=1}^{n} (s - \lambda_i)},\ m \leq n \tag{A.14}$$

a partir de sua expansão em frações parciais, obtém-se:

$$G_k(s) = \sum_{i=1}^{n} \frac{R_{ik}}{s - \lambda_i} \tag{A.15}$$

onde R_{ik} é o resíduo do i-ésimo modo associado ao j-ésimo gerador do sistema, o qual também pode ser obtido através da seguinte expressão:

$$R_{ik} = C_k \phi_i \psi_i B_k \tag{A.16}$$

Desta maneira, os resíduos representam uma combinação das informações de controlabilidade e observabilidade dos autovalores do sistema relacionadas a um determinado conjunto entrada/saída.

APÊNDICE B – MÉTODO DE COMPENSAÇÃO DE FASE UTILIZANDO RESÍDUOS

Um dos procedimentos muito utilizados para a obtenção dos parâmetros dos controladores utiliza técnicas de controle clássico, mais especificamente, compensação de fase por meio dos resíduos das funções de transferência. Tal abordagem foi utilizada originalmente para o projeto de controladores PSS (ARCIDIACONO et al., 1980; PAGOLA; PEREZ-ARRIAGA; VERGHESE, 1989; OSTOJIC, 1991; ABOUL-ELA et al., 1996)e posteriormente expandida para o projeto de controladores suplementares para dispositivos FACTS em (POURBEIK; GIBBARD, 1996; YANG; LIU; MCCALLEY, 1998; SADIKOVIC; KORBA; ANDERSSON, 2005; MIOTTO; COVACIC, 2010).

O projeto é baseado na análise dos resíduos das funções de transferência os quais fornecem informações que podem ser utilizadas tanto na seleção das localizações a serem instalados os dispositivos TCSC-POD/PSS quanto no ajuste dos mesmos.

Basicamente, a compensação de fase funciona da seguinte maneira: o controlador é projetado de maneira a deslocar a trajetória associada ao resíduo do autovalor que se deseja deslocar em θ graus fazendo com que o mesmo se desloque para o semi-plano esquerdo do plano complexo.

Primeiramente, considere a estrutura de controle da figura 36 onde G_k é a função de transferência em malha aberta da máquina k, por exemplo, cuja estrutura foi mostrada em A.14 e $f_k(s, K_k)$ é a função de realimentação.

Segundo (ARCIDIACONO et al., 1980; PAGOLA; PEREZ-ARRIAGA; VERGHESE, 1989), o des-

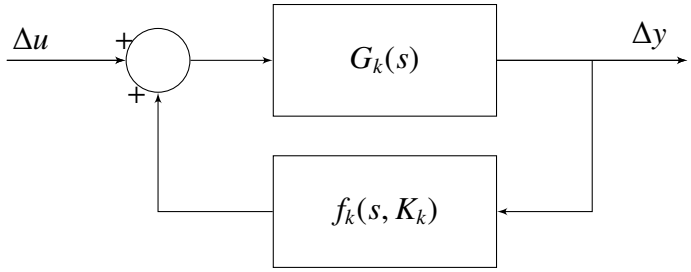

Figura 36: Realimentação da máquina k

locamento de um dado autovalor λ_i devido à variação do ganho estático K_k de f_k é dada pela seguinte relação:

$$\frac{\partial \lambda_i}{\partial K_k} = R_{ik} \frac{\partial f_k(s, K_k)}{\partial K_k} \tag{B.1}$$

Repare, através de B.1, que uma variação incremental no ganho de realimentação provoca um deslocamento no autovalor que é diretamente proporcional ao resíduo da função de transferência em malha aberta R_{ik}.

Com isso, supondo que um sistema seja realimentado pela função de transferência de um controlador suplementar $f_k(s) = K_k H_k(s)$ e, assumindo que as variações do ganho sejam pequenas, B.1 pode ser aproximada para:

$$\Delta \lambda_i = R_{ik} K_k H_k(\lambda_i) \tag{B.2}$$

Note que, para o mesmo ganho, quanto maior o resíduo, maior será o deslocamento do autovalor, levando à conclusão que, a melhor máquina (ou linha no caso do TCSC) para instalação do controlador é aquela cuja função de transferência possua o maior resíduo.

Além disso, observe que, ao moldar a fase de $H_k(s = \lambda_i)$ é possível orientar a direção de deslocamento desejada e o valor do deslocamento em si pode ser ajustado através da magnitude de K_k.

A direção do deslocamento do autovalor desejado, ou seja, o ângulo a ser compensado pelo controlador suplementar é obtido através da fase do resíduo como pode ser visto na figura 37.

De posse do ângulo a ser compensado ϕ_{ik} é possível obter os parâmetros dos blocos de

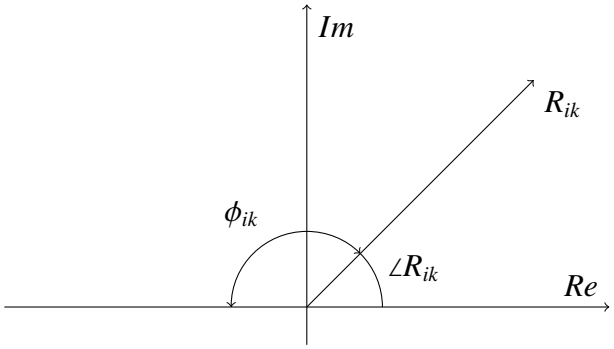

Figura 37: Representação da fase a ser compensada

avanço-atraso dos controladores suplementares como segue (ABOUL-ELA et al., 1996):

$$\phi_{ik} = 180^{o} - arg(R_{ik}) \tag{B.3}$$

$$\alpha = \frac{1 - \sin\frac{\phi_{ik}}{n}}{1 + \sin\frac{\phi_{ik}}{n}} \tag{B.4}$$

$$T_2 = \frac{1}{\omega_i\sqrt{\alpha}} \tag{B.5}$$

$$T_1 = \alpha T_2 \tag{B.6}$$

onde n é o número de blocos de avanço-atraso necessários para compensar a fase desejada, os quais, segundo (OGATA, 2003) são capazes de compensar até 65° cada. Além disso, α é a taxa de avanço-atraso de cada bloco. Quando $\alpha > 1$ o bloco é avançador de fase e consequentemente $T_1 > T_2$, quando $\alpha < 1$ o bloco é um atrasador de fase e consequentemente $T_2 > T_1$.

O valor da constante de tempo T_2 do controlador pode também ser previamente fixada em um valor escolhido pelo projetista, contudo, a utilização de (B.5) para o cálculo da mesma, garante que a máxima compensação de fase $\phi_{max} = \phi_{ik}$ ocorra na frequência do autovalor que se deseja deslocar, como ilustrado na figura 38.

Caso contrário, fixando-se $T_2 = \tau$ a frequência de máxima compensação de fase pode ser obtida através da seguinte equação:

$$\omega_{max} = \frac{1}{\tau\sqrt{\alpha}} \tag{B.7}$$

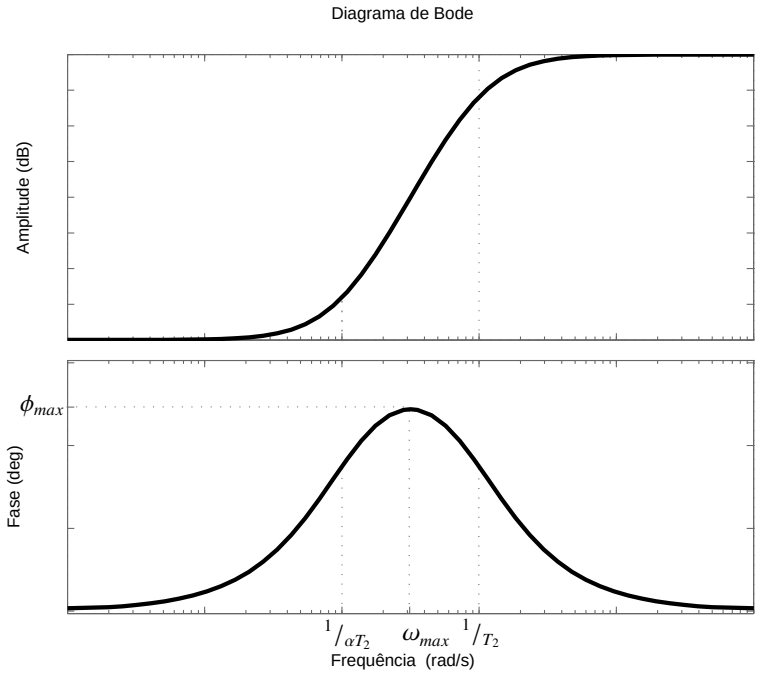

Figura 38: Diagrama de Bode Ilustrativo

Comumente é considerado $T_2 = \tau$ previamente fixado, com valor igual para todos os controladores projetados. Isso viabiliza e facilita o projeto diminuindo o número de variáveis a serem obtidas. A escolha do valor de τ pode ser realizada baseando-se nos valores obtidos através da equação (B.5).

Os ganhos dos controladores podem ser obtidos através da equação B.2 isolando K e fixando o deslocamento que se deseja dar ao autovalor:

$$K_k = \left| \frac{\Delta\lambda_i}{R_{ik} H_k(\lambda_i)} \right| \tag{B.8}$$

sendo H_k constituida pelos blocos de avanço-atraso, cujos parâmetros foram obtidos utilizando as equações (B.3)-(B.6) e pelo filtro *washout* cuja constante de tempo T_w deve ser fixada na faixa de 1 a 20 segundos (KUNDUR, 1994).

Até agora, a formulação apresentada, em especial a equação (B.2), se refere a um sistema SISO. Para sistemas MIMO (que é o caso do sistema de potência multimáquinas) é possível utilizar a metodologia individualmente para cada conjunto entrada/saída do sistema para obter

os parâmetros dos blocos de avanço/atraso de fase dos controladores e realizar uma sintonia do ganho estático K_k. Contudo esta aplicação não prevê possíveis interações entre os controladores e com isso, a aplicação dos mesmos de maneira simultânea pode resultar em efeitos indesejados no sistema.

Uma alternativa é utilizar uma extensão de (B.2) e com isso, o deslocamento do autovalor pode ser obtido com maior precisão de acordo com a contribuição de cada controlador que é medida através de seu respectivo resíduo. A equação é dada por (DOI; ABE, 1984):

$$\Delta\lambda_i \cong \sum_{k=1}^{n_c} \rho_{ik} \Delta f_k(\lambda_i) \quad (i = 1, 2, \ldots, n) \tag{B.9}$$

onde n_c é o número de controladores e n o número de autovalores a serem deslocados.

Tal equação é chamada função de sensibilidade do autovalor e foi abordada na técnica utilizada neste trabalho para projeto incremental e coordenado de controladores PSS e TCSC-POD.