Universidade Estadual de Campinas
Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação
Departamento de Sistemas e Controle de Energia

A Influência de Controladores *FACTS* na Estabilidade de Ângulo a Pequenas Perturbações de Sistemas Elétricos de Potência

Autor: Marcelo Silva Castro

Orientador: Prof. Dr. Vivaldo Fernando da Costa

Dissertação de Mestrado apresentada à Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica. Área de concentração: **Energia Elétrica**.

Banca Examinadora

Prof. Dr. Percival Bueno de Araújo .... DEE/FEIS/UNESP
Prof. Dr. Sigmar Maurer Deckmann .... DSCE/FEEC/UNICAMP
Prof. Dr. Luiz Carlos Pereira da Silva .... DSCE/FEEC/UNICAMP

Campinas, SP

Março/2005

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

	Castro, Marcelo Silva
C279i	A influência de controladores *FACTS* na estabilidade de ângulo a pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência / Marcelo Silva Castro. –Campinas, SP:[s.n.], 2005. Orientador: Vivaldo Fernando da Costa. Dissertação (Mestrado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação. 1. Sistemas de energia elétrica - estabilidade. 2. Oscilações. 3. Sistemas flexíveis de transmissão CA. I. Costa, Vivaldo Fernando da. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação. III. Título.

RMS

Título em Inglês: Influence of FACTS controllers on small-signal rotor angle stability of electric power systems
Palavras-chave em Inglês: Stability of electric power systems, Oscillations e Flexible AC transmission systems
Área de concentração: Energia Elétrica
Titulação: Mestre em Engenharia Elétrica
Banca Examinadora: Percival Bueno de Araújo, Sigmar Maurer Deckmann e Luiz Carlos Pereira da Silva.
Data da defesa: 31/03/2005

Resumo

Essa dissertação de mestrado apresenta um estudo que avalia o desempenho dos controladores *FACTS* (*Flexible AC Transmission Systems*) para a melhoria da estabilidade de ângulo a pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência. O potencial do Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP), uma alternativa ao clássico modelo Heffron-Phillips (MHP) para o estudo e análise do problema de oscilações eletromecânicas de baixa frequência fracamente amortecidas, é explorado. A análise da estabilidade e o projeto de estabilizadores *POD* (*Power Oscillation Damping*) para controladores *FACTS* são baseados em análise modal, bifurcações de Hopf, gráficos do lugar das raízes, e técnicas de resposta em frequência e no tempo. O desempenho de diferentes sinais de entrada para estabilizadores *POD* é investigado. Os resultados das simulações revelam que tanto os controladores *FACTS* série quanto os controladores em derivação possuem um grande potencial para a manutenção da estabilidade angular do sistema.

Palavras-chave: Estabilidade de Ângulo a Pequenas Perturbações, *FACTS*, MSP, Oscilações Eletromecânicas, *POD*.

Abstract

This master's dissertation presents an assessment of Flexible AC Transmission Systems (FACTS) controllers performance on power system small-signal angle stability improvement. The potential of the Power Sensitivity Model (PSM), an alternative approach to the classical Heffron-Phillips model (HPM) for study and analysis of poorly damped low frequency electromechanical oscillations problem, is explored. The stability analysis and design of FACTS Power Oscillation Damping (POD) controllers are based on modal analysis, Hopf bifurcations, root locus plots, and time and frequency response techniques. The performance of different input signals to the POD controllers is investigated. Simulation results reveal that both shunt FACTS controllers and series ones are very effective on keeping system angle stability.

Keywords: Electromechanical Oscillations, FACTS, POD, PSM, Small-Signal Angle Stability.

Aos meus pais, Sebastião e Márcia, irmãs, Caroline e Juliani, e amável sobrinha Ana Rita.

Agradecimentos

Desejo expressar minha sincera gratidão:

Ao meu orientador, Prof. Vivaldo Fernando da Costa, pela excelente orientação e amizade nesses dois anos de trabalho. Obrigado por tudo, Professor.

Ao Prof. Luiz Carlos Pereira da Silva pela amizade e contribuições no desenvolvimento desse trabalho.

Ao amigo Alexandre Nassif pelas diversas contribuições técnicas.

À Taciana pelo carinho e dedicação.

À todos os amigos da pós-graduação, em especial aos alunos dos departamentos DSCE e DSEE: Carolina Affonso, Igor Kopcak, João Bosco, Jesús Morán, Márcio Alcântara, Lísias Abreu, Adriana Fávaro, Irênio Júnior, Ahda Pionkoski, e Adriana Scheffer pela agradável convivência e amizade.

Aos amigos do E-31: Renato, Leonardo e Hugo pela convivência familiar. A vida em Campinas não seria tão tranquila e, diga-se de passagem, divertida sem vocês.

Ao CNPq pelo suporte financeiro dado a esse projeto.

Por último, mas não menos, à toda minha família pelo apoio, amor e carinho em todos os momentos da minha vida.

Sumário

Lista de Figuras

Lista de Tabelas

Lista de Termos

Símbolos

ω	:	Velocidade angular
δ	:	Abertura angular do gerador
E'_d	:	Componente de eixo direto da tensão transitória
E'_q	:	Componente de eixo em quadratura da tensão transitória
E_{FD}	:	Tensão de campo do gerador
T'_{do}	:	Constante de tempo transitória de eixo direto com estator em circuito aberto
T'_{qo}	:	Constante de tempo transitória de eixo em quadratura com estator em circuito aberto
T_e	:	Constante de tempo do regulador de tensão
K_e	:	Ganho estático do regulador de tensão
P_m	:	Potência mecânica aplicada pela turbina no eixo do gerador
D	:	Coeficiente de amortecimento do gerador síncrono
H	:	Constante de inércia
M	:	Coeficiente de inércia
X_d	:	Reatância síncrona de eixo direto
X'_d	:	Reatância transitória de eixo direto
X_q	:	Reatância síncrona de eixo em quadratura
X'_q	:	Reatância transitória de eixo em quadratura
λ	:	Autovalor
Δ	:	Variação incremental

s : Operador de Laplace

j : Operador complexo

$\dot{x}$: Derivada da variável de estado x em relação ao tempo

Abreviações

FACTS : *Flexible AC Transmission Systems*

MSP : Modelo de Sensibilidade de Potência

MHP : Modelo Heffron-Phillips

POD : *Power Oscillation Damping*

PSS : *Power System Stabilizer*

SSSC : *Static Synchronous Series Compensator*

STATCOM : *Static Synchronous Compensator*

SVC : *Static Var Compensator*

TCSC : *Thyristor Controlled Series Compensator*

UPFC : *Unified Power Flow Controller*

Capítulo 1

Introdução

A partir do final da década de 50, novos geradores equipados com reguladores de tensão de ação contínua foram introduzidos nos sistemas elétricos de potência. Devido aos benefícios provenientes da utilização desses dispositivos, em pouco tempo, a maioria dos geradores já dispunha dessa facilidade. Esse fato, aliado à crescente interligação dos sistemas, deu origem ao fenômeno de oscilações eletromecânicas de baixa frequência decorrente de interações dinâmicas entre os geradores, e mais evidente como oscilações de fluxos de potência sincronizante na rede de transmissão. Na faixa de frequência em questão, ou seja, entre 0,1 e 2,0 Hz, o amortecimento natural do sistema é bastante reduzido o que favorece o aparecimento de oscilações fracamente amortecidas ou até com amplitudes crescentes ameaçando ou inviabilizando a operação estável de sistemas interligados.

Análises realizadas por de Mello e Concordia no final da década de 60 [1], esclareceram como os reguladores automáticos de tensão afetam prejudicialmente a estabilidade dos sistemas. Utilizando o modelo linearizado de Heffron-Phillips [2] para representar um gerador conectado à um barramento infinito e explorando os importantes conceitos de torque sincronizante (proporcional às variações angulares do rotor) e torque de amortecimento (proporcional às variações de velocidade do rotor), esses dois pesquisadores estabeleceram as bases para a compreensão do fenômeno e propuseram uma solução efetiva para o problema: a introdução de sinais estabilizantes suplementares nos sistemas de controle de excitação dos geradores com o objetivo de fornecer torque de amortecimento adicional às oscilações do rotor. Os sinais estabilizantes são fornecidos por dispositivos hoje conhecidos como Estabilizadores de Sistemas de Potência (*PSSs - Power System Stabilizers*).

O desempenho satisfatório do modelo de Heffron-Phillips (MHP) motivou alguns pesquisadores a buscarem sua generalização para o estudo de oscilações eletromecânicas em sistemas multimáquinas [3–5]. No entanto, os modelos generalizados [3–5], assim como seu precedente

[2], possuem limitações (que serão oportunamente destacadas no decorrer desse trabalho) que podem dificultar ou mesmo impossibilitar a realização de alguns tipos de análises. Para superar as limitações do MHP, Deckmann e da Costa [6] propuseram um modelo alternativo baseado em sensibilidades de potência ativa e reativa, então denominado Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP). Esse modelo, especialmente desenvolvido para simulação e análise da dinâmica de baixa frequência, tem como característica inerente a sua extensão a sistemas multimáquinas.

Ainda hoje, a solução proposta por de Mello e Concordia em [1] é a mais utilizada pelas empresas de energia elétrica para providenciar o adequado amortecimento das oscilações eletromecânicas. Isso porque o *PSS* é considerado uma solução simples, efetiva, e relativamente barata. No entanto, existem situações nas quais o *PSS* não apresenta desempenho satisfatório. Nesses casos, uma solução efetiva, propiciada pelos recentes avanços na área da eletrônica de alta potência, é a utilização de controladores *FACTS* (*Flexible AC Transmission Systems*) que além de contribuírem para o amortecimento de oscilações, podem propiciar um rápido controle dos fluxos de potência na rede de transmissão, mantendo os mesmos em rotas estabelecidas, bem como aumentar a capacidade de transmissão e melhorar, de forma generalizada, a estabilidade do sistema [7, 8]. Estes benefícios adicionais não são obtidos com a instalação de *PSSs*.

Nesse contexto, é imprescindível a inclusão desses equipamentos na modelagem do problema objetivando o estudo do impacto dos mesmos na operação dos sistemas. No que diz respeito ao problema de oscilações eletromecânicas de baixa frequência, a abordagem proposta pelo MSP permite a realização dessa tarefa de uma forma mais simples e direta do que a conseguida com a utilização do MHP. Facilidade ainda maior é conseguida com a utilização da forma de estado do MSP a qual permite a aplicação de diversas ferramentas para o estudo da estabilidade de ângulo a pequenas perturbações.

Nesse trabalho o problema de oscilações eletromecânicas de baixa frequência fracamente amortecidas é estudado utilizando-se o MSP na forma de espaço de estados. Três sistemas teste largamente utilizados na literatura para o estudo da estabilidade angular são considerados: dois sistemas isolados (máquina síncrona - barramento infinito) e um sistema multimáquinas. Tanto *PSSs* quanto equipamentos *FACTS* equipados com controladores suplementares *POD* (*Power Oscillation Damping*) são instalados com o objetivo de amortecer as oscilações eletromecânicas.

Quatro controladores *FACTS* são abordados nessa dissertação: o *SVC*(*Static Var Compensator*), o *TCSC* (*Thyristor Controlled Series Compensator*), o *STATCOM* (*Static Synchronous Compensator*), e o *SSSC* (*Static Synchronous Series Compensator*). Usando técnicas de controle clássico são projetados controladores suplementares visando o amortecimento de oscilações para todos esses equipamentos. No projeto desses controladores tanto sinais remotos quanto sinais locais são considerados. A análise do problema e o projeto dos estabilizadores (*PSS* e *POD*) são baseados na análise modal, bifurcações de Hopf, e técnicas de resposta em frequência e no tempo. Gráficos do lugar das raízes também são utilizados.

Os resultados obtidos mostram que tanto os controladores *FACTS* conectados em derivação quanto os conectados em série apresentam bons desempenhos para amortecer oscilações e para estender os limites de estabilidade de ângulo a pequenas perturbações do sistema. Então, a escolha do controlador a ser instalado em um sistema deve ser baseada em outra função que ele possa desempenhar, não em sua capacidade de amortecimento, já que se bem coordenado, qualquer equipamento *FACTS* (estudado nesse trabalho) é capaz de amortecer oscilações de forma adequada. Também é realizado um estudo particular com o controlador série *SSSC*, quando o mesmo desempenha conjuntamente as funções de controle de fluxo de potência e de amortecimento de oscilações. Esse estudo revela a boa eficiência do *SSSC* na realização dessas duas funções.

1.1 Organização do Trabalho

Essa dissertação está organizada em seis capítulos e quatro apêndices como segue:

No Capítulo 2 é feita uma revisão dos mais importantes aspectos relacionados com o problema de oscilações eletromecânicas fracamente amortecidas destacando as principais causas que levaram ao surgimento desse fenômeno. A solução clássica adotada para o contorno do problema é apresentada e a metodologia de análise utilizada nesse trabalho é introduzida.

O Capítulo 3 é inteiramente dedicado a apresentação do Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP) proposto por Deckmann e da Costa [6]. Primeiramente, o modelo é apresentado tal como ele foi proposto em [6], em seguida é obtida a sua derivação na forma de espaço de estados, ferramenta básica utilizada em todas análises realizadas nesse trabalho.

Toda a modelagem matemática utilizada para a representação dos controladores *FACTS* é detalhadamente apresentada no Capítulo 4, no qual é exemplificado o processo de inclusão de dois desses controladores no modelo de um sistema de potência isolado. A técnica de resposta em frequência usada no projeto de estabilizadores *PSS* e *POD* também é apresentada nesse capítulo.

No Capítulo 5 o potencial do MSP na forma de espaço de estados é explorado. Controladores *PSS* e *POD* são projetados para providenciar adequado amortecimento para os modos eletromecânicos dos três sistemas teste considerados nesse trabalho. Através de simulações, os desempenhos desses controladores são avaliados.

Finalizando, no Capítulo 6 apresentam-se as principais conclusões obtidas nesse trabalho de mestrado, bem como sugestões para trabalhos futuros. Detalhamentos matemáticos e dados não apresentados no decorrer dos capítulos são fornecidos nos Apêndices A, B e C. Os trabalhos publicados e submetidos pelo autor durante o seu projeto de mestrado são apresentados no Apêndice D.

Capítulo 2

Estabilidade de Ângulo a Pequenas Perturbações

2.1 Introdução

NA literatura, oscilações eletromecânicas fracamente amortecidas é considerado um problema de estabilidade de ângulo a pequenas perturbações [9]. Esse tipo de estabilidade diz respeito à capacidade dos geradores permanecerem em sincronismo quando o sistema é submetido a pequenas perturbações [9, 10]. Esse capítulo, apresenta o problema ilustrando características relacionadas e indentificando fatores que o influenciam, bem como introduz os conceitos das principais metodologias de análise utilizadas para abordá-lo. Atenção especial é dispensada aos estudos realizados por de Mello e Concordia em [1], tendo em vista que neste trabalho foram estabelecidas as bases para compreensão e contorno do problema.

2.2 Oscilações Eletromecânicas de Baixa Frequência

Com o objetivo de tornar a geração e a transmissão de energia elétrica um processo mais confiável e eficaz, a partir da década de 50 teve-se início a interconexão de sistemas de potência. Esse processo foi acompanhado pelo surgimento de problemas dinâmicos até então desconhecidos, dentre os quais pode-se destacar o de oscilações eletromecânicas de baixa frequência. Tais oscilações vieram a se constituir num dos principais obstáculos à operação estável de sistemas interconectados, e sua ocorrência é frequentemente observada na maioria dos sistemas constituídos a partir do início dos anos 60 [11]. Esse fenômeno é uma consequência direta das interações dinâmicas entre os geradores do sistema quando este é submetido a perturbações. Flutuações normais de carga podem dar origem ao seu aparecimento.

A faixa de frequência das oscilações eletromecânicas situa-se entre 0,1 e 2,0 Hz, e elas podem ser basicamente classificadas dentro de duas categorias: oscilações de modo local ou de modo interárea. As oscilações de modo local são caracterizadas pela oscilação de um gerador contra o resto do sistema ou por oscilações entre geradores proximamente conectados e possuem frequência na faixa de 0,7 a 2,0 Hz. As oscilações de modo interárea são observadas quando um grupo de geradores localizado em uma área oscila coerentemente contra outro grupo localizado em outra área, e geralmente ocorrem na faixa de frequência de 0,1 a 0,7 Hz [10].

Esses modos de oscilações caracterizam-se por possuírem baixo amortecimento natural, o qual em certas condições de operação, tipicamente as de alto carregamento associadas à características combinadas das cargas e dos sistemas de controle dos geradores (tensão e velocidade) podem reduzir substancialmente ou mesmo tornar negativo o amortecimento de algum desses modos (local ou interárea) e, dessa forma, oscilações pouco amortecidas ou com amplitudes crescentes podem ameaçar ou inviabilizar a operação do sistema.

Oscilações de modo local tendem a ocorrer quando geradores (ou grupo de geradores) são conectados ao resto do sistema através de linhas de transmissão que possuem altos valores de reatância ($> 0,5$ p.u.). Esse é, principalmente, o caso das grandes usinas hidrelétricas situadas distantes dos seus centros de consumo e, portanto conectadas por longas linhas de transmissão (essencialmente radiais) em alta e extra-alta tensão. Oscilações de modo interárea ocorrem principalmente quando os sistemas são conectados por linhas relativamente fracas, ou seja, com capacidades muito inferiores às capacidades dos sistemas que elas interligam. Oscilações de modo interárea são mais difíceis de serem estudas e amortecidas, pois elas são influenciadas por estados globais, e uma análise detalhada de todo o sistema interligado é necessária para estudar esse fenômeno.

O adequado amortecimento de oscilações eletromecânicas é um pré-requisito para a operação segura dos sistemas. Consequências desastrosas para a estabilidade de sistemas interligados podem ocorrer se elas não forem devidamente amortecidas, tais como desligamentos parciais ou mesmo totais (blecautes), visto que um processo de desligamentos em cascata pode ser desencadeado.

Para fornecer amortecimento adicional às oscilações do rotor, engenheiros de sistemas de potência passaram a introduzir sinais suplementares estabilizantes nos sistemas de controle de excitação dos geradores. Sinais derivados da velocidade angular dos rotores dos geradores, da potência ou da frequência, são utilizados por circuitos denominados Estabilizadores de Sistemas de Potência (*PSS*). O *PSS* pode ser visto como um bloco adicional do controle de excitação da máquina, utilizado para melhorar o desempenho dinâmico do sistema, especialmente projetado para introduzir torque de amortecimento aos modos de oscilação local ou interárea.

Atualmente, devido ao nível tecnológico da eletrônica de alta potência, em particular dos tiristores, novos equipamentos de regulação e controle das redes de transmissão de energia elétrica podem ser utilizados para amortecimento das oscilações eletromecânicas. Controladores *FACTS*, tais como, *SVC*, *TCSC*, *STATCOM*, *SSSC*, e *UPFC* (*Unified Power Flow Controller*), permitem melhorar o desempenho dinâmico do sistema de potência. A utilização de sinais estabilizantes na malha de controle desses equipamentos vem sendo considerada como uma alternativa à utilização do tradicional *PSS*.

2.3 Equilíbrio Dinâmico entre Torques

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

Os conceitos fundamentais em questão, estão relacionados à equação balanço de torques (ou equação *swing*) linearizada da máquina síncrona, ou seja, à malha torque-velocidade-ângulo, que descreve o comportamento do ângulo e da velocidade do rotor do gerador para uma perturbação no torque mecânico da turbina. Assim, os aspectos básicos (taxa de amortecimento e frequência de oscilação) podem ser melhor compreendidos, considerando-se um gerador síncrono conectado ao barramento infinito através de uma linha de transmissão. O diagrama de blocos da malha torque-velocidade-ângulo do sistema descrito acima, considerando-se o modelo clássico do gerador ($\Delta E'_q = 0$), é mostrado na Figura 2.1.

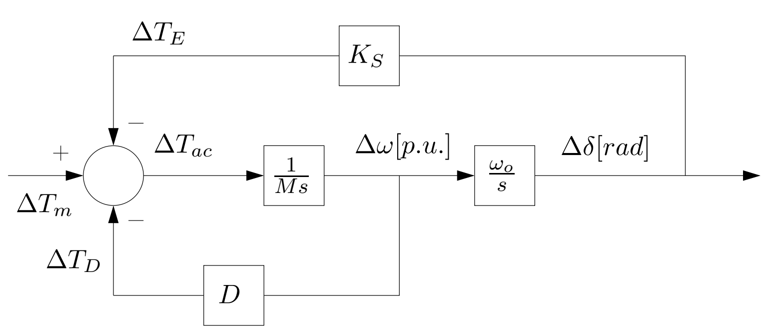


Figura 2.1: Malha torque-velocidade-ângulo.

O movimento rotacional do conjunto turbina-rotor deve obedecer a condição de equilíbrio dinâmico entre os torques descrita pela seguinte equação de balanço:

$$\Delta T_m - \Delta T_E - \Delta T_D = \Delta T_{ac} \tag{2.1}$$

na qual, ΔT_m, ΔT_E, ΔT_D e ΔT_{ac} são, respectivamente, as variações do torque mecânico, do torque elétrico, do torque de amortecimento e do torque acelerante (em p.u.).

Através do diagrama de blocos da Figura 2.1, pode-se escrever a equação (2.1) da seguinte forma:

$$s^2 \Delta\delta + s\frac{D}{M}\Delta\delta + \frac{\omega_o}{M}K_S\Delta\delta = \frac{\omega_o}{M}\Delta T_m \tag{2.2}$$

na qual s é o operador de Laplace, $\Delta\delta$ é o desvio do ângulo do rotor em radianos, M é a constante de tempo de inércia do conjunto turbina-rotor em segundos, D é o coeficiente de amortecimento do gerador em p.u., ω_o é a velocidade angular síncrona em rad/s, e $K_S = \frac{\Delta T_E}{\Delta\delta} \,|_{E'_q = cte}$ é o coeficiente sincronizante do gerador em p.u..

A equação característica é dada por:

$$s^2 + \frac{D}{M}\,s + K_S\frac{\omega_o}{M} = 0 \tag{2.3}$$

e sua forma geral é:

$$s^2 + 2\zeta\omega_n s + {\omega_n}^2 = 0 \tag{2.4}$$

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

$$\omega_n = \sqrt{K_S\frac{\omega_o}{M}} \quad e \quad \zeta = \frac{D}{2\sqrt{\omega_o K_S M}} \tag{2.5}$$

Para condições normais de operação, $\zeta < 1$, e, portanto, as raízes ou autovalores da equação característica são complexos-conjugados, ou seja:

$$\lambda_{1,2} = \sigma \pm j\omega_d = -\zeta\omega_n \pm j\omega_n\sqrt{1-\zeta^2} \tag{2.6}$$

sendo ω_d a frequência de oscilação amortecida do modo eletromecânico $e^{\lambda t}$.

Para valores típicos de inércias, reatâncias e carregamento, os valores das frequências das oscilações dos modos eletromecânicos (ω_d) são similares aos das frequências de ressonância (ω_n). Tal fato ocorre devido aos baixos valores das taxas de amortecimento desses modos que mesmo em condições normais de operação podem ser menores que 5%. Um modo com 10% de amortecimento é considerado bem amortecido [12, 13].

2.4 Torques Sincronizante e de Amortecimento

Um sistema de potência exibe uma característica altamente não linear visto que é constantemente sujeito a alterações. Cargas, torques dos geradores e outros parâmetros do sistema sofrem contínuas modificações. Dessa forma, quando submetido a uma perturbação, a estabilidade do sistema depende do ponto inicial de operação bem como da natureza da perturbação. Um distúrbio é considerado pequeno se as equações que descrevem a resposta resultante do sistema podem ser linearizadas para efeito de análise. Os estudos de estabilidade de ângulo a pequenas perturbações abordam o comportamento do sistema após a ocorrência de uma pequena perturbação.

Tais distúrbios requerem um reajuste nas variáveis do sistema de modo a se estabelecer um novo ponto de operação. O período de tempo necessário para que ocorra esse reajuste é denominado de período transitório e é caracterizado por oscilações eletromecânicas inerentes ao sistema de potência. Uma dada frequência de oscilação do rotor é acompanhada de um torque elétrico de mesma frequência e proporcional à amplitude da oscilação. Esse torque elétrico pode ser decomposto em duas componentes ortogonais, denominadas de torque sincronizante e torque de amortecimento [1]. Assim, o torque elétrico desenvolvido pela máquina em qualquer instante é dado por:

$$\Delta T_E = T_s \ \Delta\delta + T_d \ \Delta\omega \tag{2.7}$$

na qual $T_s \ \Delta\delta$ é a componente do torque que varia em fase no tempo com o ângulo do rotor (componente de torque sincronizante) e $T_d \ \Delta\omega$ é a componente do torque que varia em fase com a velocidade do rotor (componente de torque de amortecimento). T_s e T_d são, respectivamente, os coeficientes de torque sincronizante e de amortecimento.

A decomposição do torque elétrico é extremamente útil para estudar o fenômeno da estabilidade a pequenas perturbações. Uma instabilidade pode ocorrer por falta de torque sincronizante ou por falta de torque de amortecimento. No primeiro caso, a instabilidade é caracterizada por um crescimento predominantemente monotônico do ângulo do rotor (instabilidade monotônica), e no segundo por oscilações com amplitudes crescentes no tempo (instabilidade oscilatória), conforme ilustrado na Figura 2.2.

Em [1] os conceitos de torque sincronizante e torque de amortecimento foram devidamente explorados para a avaliação dos efeitos do regulador automático de tensão na estabilidade

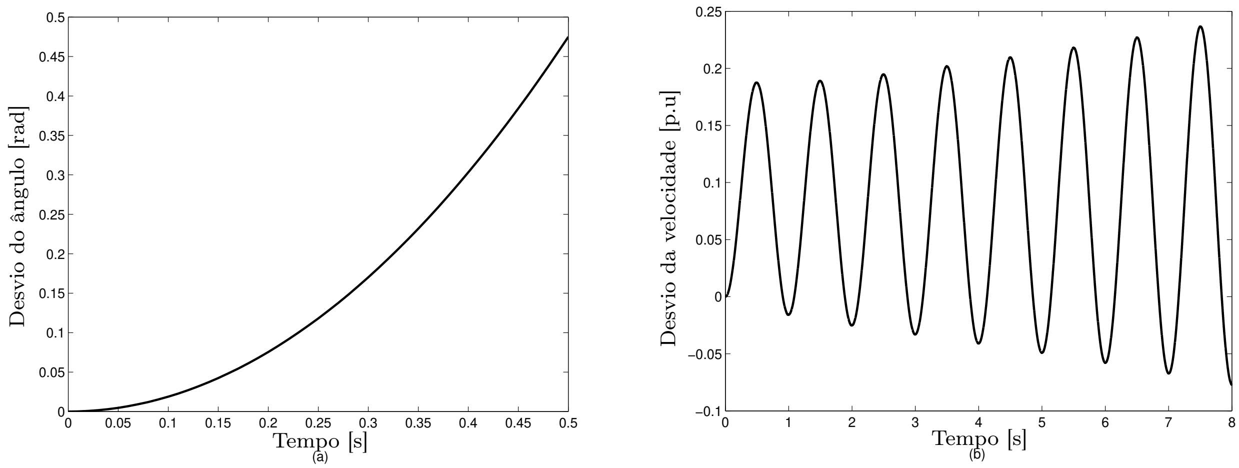


Figura 2.2: Tipos de instabilidade angular: (a) monotônica, (b) oscilatória.

da máquina síncrona. Nesse trabalho clássico, os autores definem o problema de oscilações eletromecânicas de baixa frequência e também fornecem a base teórica para a introdução de sinais estabilizantes suplementares nos sistema de excitação dos geradores tendo como objetivo principal fornecer amortecimento adequado às oscilações do rotor.

As análises em [1] foram realizadas através de um modelo linearizado de uma máquina síncrona de pólos salientes conectada a um barramento infinito. Esse modelo foi desenvolvido por Heffron e Phillips [2], e não leva em consideração os efeitos das dinâmicas de outras máquinas, tendo em vista que essas são reduzidas ao barramento infinito.

2.5 Modelo Heffron-Phillips

O modelo Heffron-Phillips descreve o comportamento dinâmico da máquina através de três variáveis de estado: a variação do ângulo do rotor $\Delta\delta$, a variação da velocidade do rotor $\Delta\omega$ e a variação do fluxo concatenado com o campo $\Delta E'_q$. O referido modelo é apresentado na Figura 2.3. Ele leva em conta os efeitos do circuito de campo e do sistema de excitação, mas não considera os efeitos dos enrolamentos amortecedores e das correntes parasitas. Os valores dos coeficientes K_1 a K_6 são funções dos parâmetros da máquina, da impedância externa e do ponto de operação do sistema [1].

A componente de torque ΔT_S está em fase com a variação angular ($\Delta\delta$), e portanto, representa uma parcela de torque puramente sincronizante. O torque ΔT_E representa o efeito da variação do fluxo concatenado com o circuito de campo podendo ser divido em duas componentes ortogonais (sincronizante e de amortecimento) conforme descrito na seção anterior.

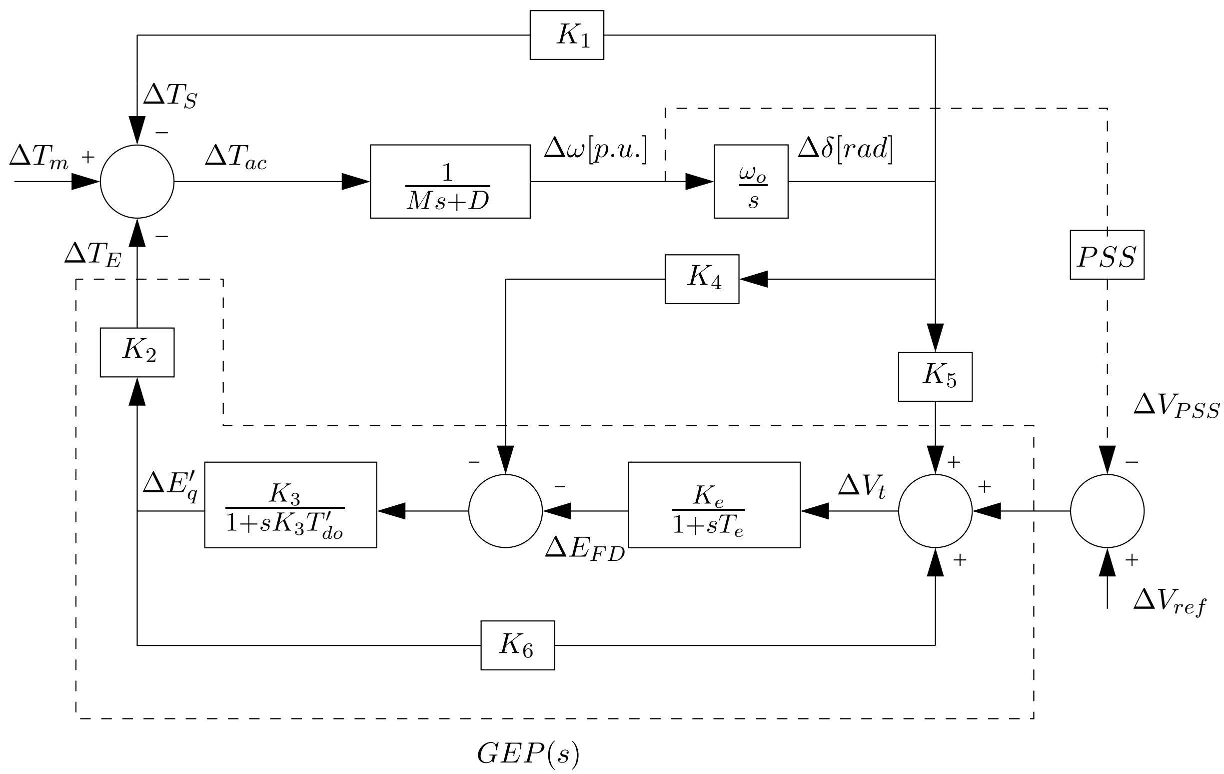


Figura 2.3: Modelo Heffron-Phillips.

2.5.1 Gerador sem Regulador de Tensão

O regulador automático de tensão tem um papel fundamental na estabilidade das máquinas síncronas. Para facilitar essa compreensão primeiramente será analisado, via torques sincronizante e de amortecimento, o caso da máquina não regulada (Figura 2.4).

Nessa análise o termo D não é considerado. A tensão de campo é mantida constante ($\Delta E_{FD} = 0$) e a variação do torque elétrico é devida somente ao efeito desmagnetizante da reação de armadura. O torque elétrico tem duas parcelas: a primeira é puramente sincronizante, dada por $K_1\Delta\delta$, e a segunda é dada por:

$$\Delta T_E|_{K_4} = \frac{-K_2\ K_3\ K_4}{1 + sT'_{do}K_3}\Delta\delta \tag{2.8}$$

Os coeficientes K_2, K_3 e K_4 são sempre positivos [1]. Em regime permanente ($s = 0$), $\Delta T_E|_{K_4} = -K_2\ K_3\ K_4\ \Delta\delta$, sendo uma parcela de torque puramente sincronizante. Para que o sistema seja estável $K_1 - K_2\ K_3\ K_4 > 0$ é a condição a ser satisfeita. A Figura 2.5 mostra, no plano fasorial $\Delta\omega - \Delta\delta$, os torques desenvolvidos por uma máquina não regulada em regime permanente considerando-se o torque líquido ($\Delta T_E = \Delta T_E|_{K_1} - \Delta T_E|_{K_4}$) maior que zero.

Para altas frequências de oscilação ($\omega_n >> 1/K_3T'_{do}$), a fase da componente do torque

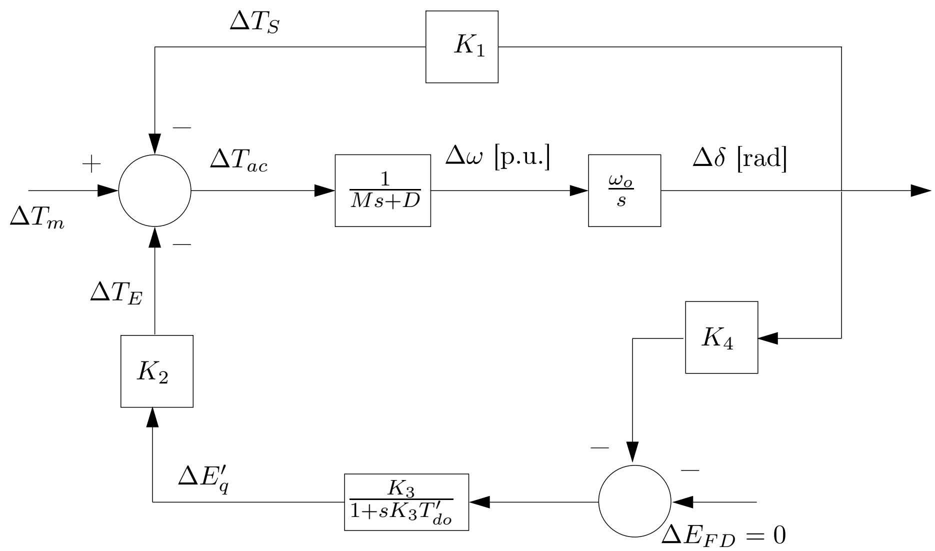


Figura 2.4: MHP sem regulador automático de tensão.

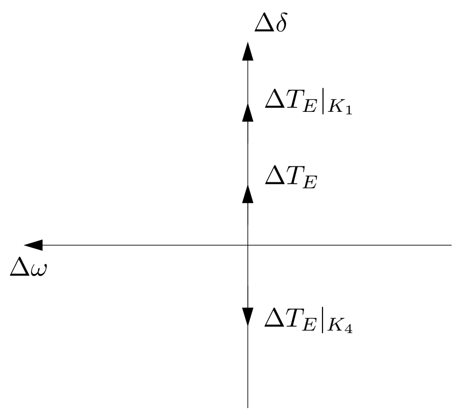


Figura 2.5: Torques em regime permanente (máquina não regulada).

devido a reação da armadura é de aproximadamente 90^o. Isso implica que em altas frequências, o torque $\Delta T_E|_{K_4}$ é quase puramente de amortecimento, tendo sua magnitude atenuada com a frequência. Nas frequências de oscilação de interesse nessa análise (entre $0,7$ e $2,0$ Hz), essa parcela do torque possui uma componente de sincronização e outra de amortecimento. O amortecimento devido a contribuição da reação de armadura fica entre 3 e 5% (valores usuais), sendo esta a principal fonte de amortecimento natural da máquina. Na Figura 2.6, pode ser visualizado o torque elétrico no período transitório.

Assim, para o caso da máquina não regulada, o comportamento do sistema após a aplicação de um degrau no torque mecânico T_m pode ser descrito pelo comportamento do ângulo δ como segue:

- $D = 0$ e $K_1 - K_2K_3K_4 > 0$. A máquina atinge um novo ponto de operação com as oscilações do ângulo apresentando baixo amortecimento (Figura 2.7 (a)).

- $D = 0$ e $K_1 - K_2K_3K_4 < 0$. O ângulo apresenta instabilidade monotônica devida ao coeficiente de torque sincronizante negativo (Figura 2.7 (b)).

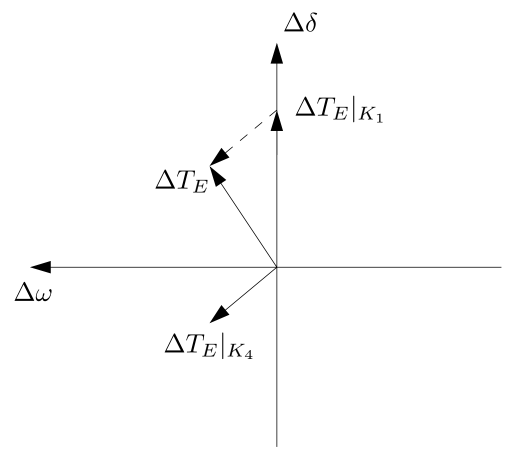


Figura 2.6: Torques no período transitório (máquina não regulada).

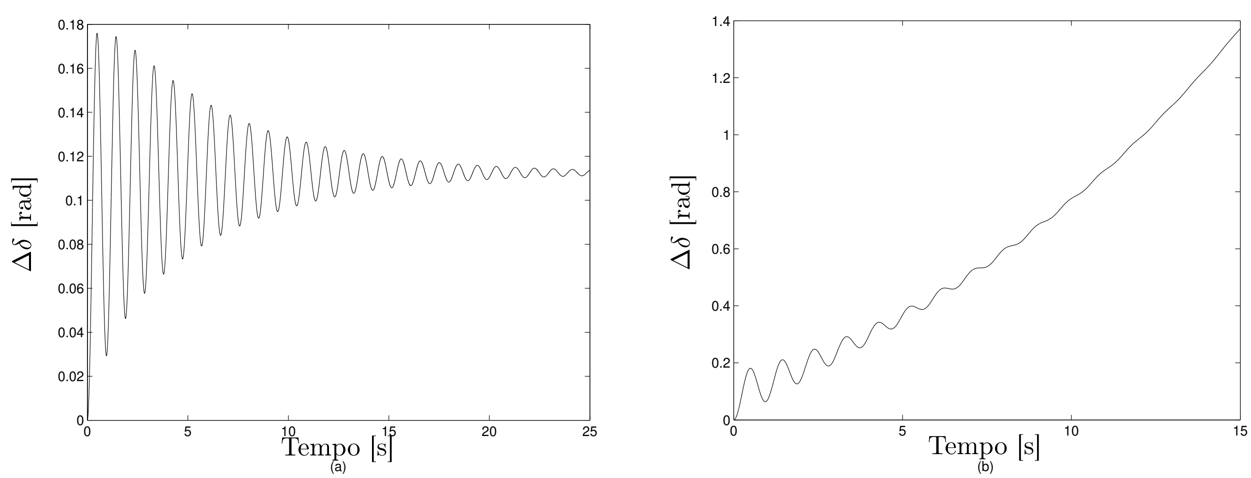


Figura 2.7: Resposta ao degrau: (a) $K_1 - K_2K_3K_4 > 0$, (b) $K_1 - K_2K_3K_4 < 0$.

Como visto, embora tenha amortecimento reduzido, uma máquina não regulada apresenta problemas de instabilidade principalmente relacionados com falta de torque sincronizante. Por isso, antes da disseminação dos reguladores automáticos de tensão, oscilações pouco amortecidas não restringia a operação dos sistemas e, assim, os estudos realizados antes da década de 60 visavam o aumento da capacidade de geração em termos de regime permanente, ou seja, garantir torque sincronizante adequado.

2.5.2 Gerador com Regulador de Tensão

No item anterior foi mostrado que o amortecimento natural do sistema é bastante reduzido. Neste item será mostrado como o regulador de tensão altera os torques desenvolvidos pela máquina de forma a reduzir ou até eliminar esse amortecimento. A influência decisiva desse dispositivo sobre a estabilidade da máquina pode ser verificada analisando-se a componente de torque obtida do diagrama de blocos da Figura 2.8. Essa componente é produzida pela ação do regulador de tensão em resposta às variações da tensão terminal da máquina que, por sua vez, são produzidas pelas variações do ângulo do rotor e do fluxo concatenado com o circuito de campo.

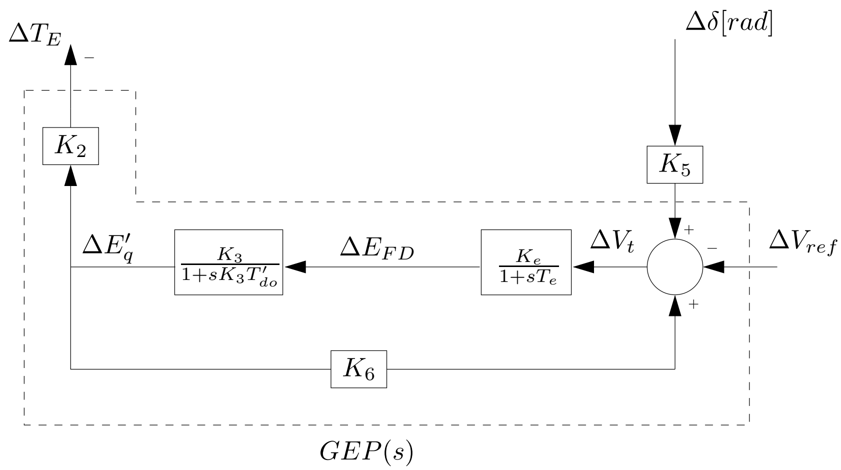


Figura 2.8: MHP com regulador automático de tensão.

A ação do controle de tensão da máquina (via parâmetro K_5), pode ser expressa por [1]:

$$\Delta T_E|_{K_5} = -\frac{K_2\ K_5\ K_e}{(\frac{1}{K_3} + K_6\ K_e) + s(\frac{T_e}{K_3} + T'_{do}) + s^2 T'_{do} T_e} \tag{2.9}$$

As expressões das componentes de torque sincronizante e de amortecimento, para uma dada frequência de oscilação ($s = j\omega_n$) são, respectivamente, dadas por:

$$\Delta T_s|_{K_5} = -\frac{K_2\ K_5\ K_e}{\frac{1}{K_3} + K_6\ K_e - \omega_n^2 T'_{do} T_e}\Delta\delta \tag{2.10}$$

$$\Delta T_d|_{K_5} = \frac{K_2\ K_5\ K_e(\frac{T_e}{K_3} + T'_{do})\omega_n}{(\frac{1}{K_3} + K_6\ K_e - \omega_n^2 T'_{do} T_e)^2 + (\frac{T_e}{K_3} + T'_{do})^2\omega_n^2}\Delta\omega \tag{2.11}$$

Uma vez que os coeficientes K_2, K_3 e K_6 são sempre positivos, a influência do regulador de tensão na estabilidade da máquina é ditada pelo valor de K_5, que pode ser tanto positivo quanto negativo, e também pelo valor do ganho K_e. Quando o coeficiente K_5 é positivo (carregamentos leves), pode ser concluído, através de (2.10) e (2.11), que o regulador de tensão introduz torque sincronizante negativo e torque de amortecimento positivo. Para os casos de K_5 positivo, K_1 assume valores elevados, assim, o torque sincronizante líquido é suficientemente maior que zero, garantindo a estabilidade em regime permanente.

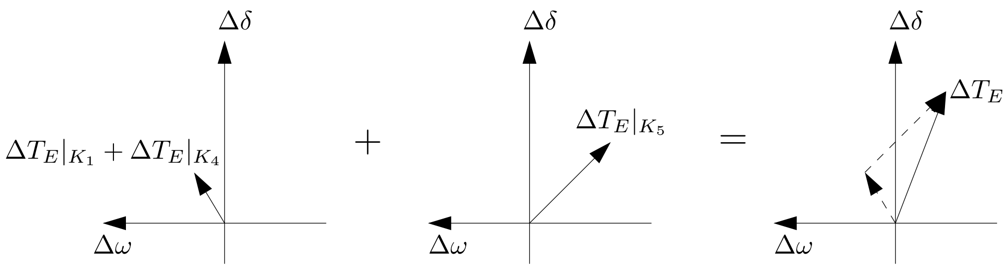


Figura 2.9: Plano de fase do torque elétrico resultante para $K_5 < 0$ e K_e elevado.

Quando o coeficiente K_5 é negativo, o regulador de tensão introduz torque sincronizante positivo e torque de amortecimento negativo. K_5 assume valores negativos no caso de linhas de transmissão fracas altamente carregadas, situação que ocorre na grande maioria dos sistemas elétricos atuais. Na Figura 2.9 pode-se notar que para o caso da máquina regulada o torque elétrico resultante ΔT_E apresenta, para valores altos de K_e, componente de torque sincronizante positiva e componente de torque de amortecimento negativa, e portanto o ângulo δ apresentará oscilações com amplitudes crescentes (instabilidade oscilatória) após a aplicação de um degrau em T_m (Figura 2.10).

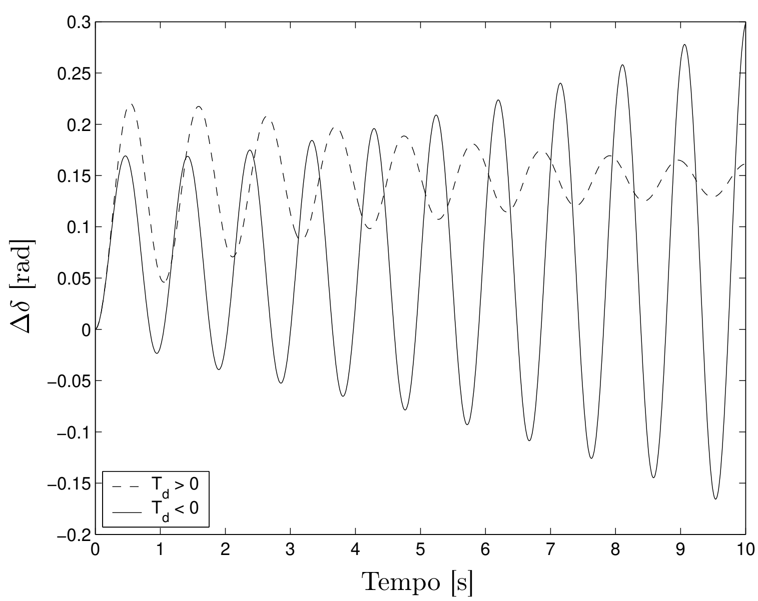


Figura 2.10: Resposta ao degrau para uma máquina regulada.

Como demonstrado, a introdução do regulador automático de tensão nas máquinas síncronas praticamente resolve o problema de falta de torque sincronizante mas, por outro lado, pode eliminar o amortecimento natural da máquina que já é pequeno. Com o intuito de manter os benefícios propiciados pelos valores altos do ganho K_e (aumento do torque sincronizante e regulação de tensão em regime permanente), a solução encontrada foi introdução de um sinal estabilizante na malha do regulador de tensão cujo objetivo é fornecer torque de amortecimento suplementar às oscilações do rotor.

2.6 Estabilizador de Sistemas de Potência

A função básica dos sinais estabilizantes é estender os limites de estabilidade do sistema através da modulação da referência do sistema de excitação do gerador de modo a fornecer amortecimento adicional às oscilações do rotor. A ação efetiva dos estabilizadores de sistema de potência (*PSSs - Power System Stabilizers*) depende, fundamentalmente, do ajuste adequado de seus parâmetros. Esses parâmetros devem ser determinados visando conseguir um amortecimento satisfatório tanto para os modos locais quanto para os modos interáreas.

Com os avanços teóricos obtidos na área de engenharia de controle nos últimos anos, diversas técnicas do então chamado controle moderno estão sendo aplicadas no projeto de estabilizadores robustos. São considerados estabilizadores robustos aqueles capazes de garantir a estabilidade do sistema em uma larga faixa de operação bem como de manter o desempenho frente a mudanças no ponto de operação. Mas apesar disso, as técnicas de projeto mais usadas na indústria são baseadas em controle clássico que utiliza métodos de resposta em frequência e no tempo.

A ação do sinal estabilizante deve produzir variações de potência ativa que estejam em fase com as variações de velocidade do eixo da máquina. Assim, o sinal mais evidente a ser considerado como entrada do estabilizador é o desvio de velocidade $\Delta\omega$. O torque de amortecimento adicional conseguido com a introdução desse sinal diretamente na referência do regulador de tensão é muito pequeno. Isso se deve aos atrasos introduzidos pelo regulador de tensão e pelo circuito de campo da máquina. A componente de torque ΔT_ω devida ao sinal $\Delta\omega$ aplicado diretamente na tensão de referência do regulador de tensão está atrasada γ graus em relação ao eixo de torque de amortecimento, conforme ilustra a Figura 2.11.

Os benefícios decorrentes da utilização do sinal da velocidade podem ser bastante melhorados com o seu processamento através de um circuito de avanço de fase. Um circuito que forneça exatamente γ graus de compensação em avanço não é fisicamente realizável. Em geral, é preferível uma pequena sub-compensação do que uma sobre-compensação, de forma a evitar

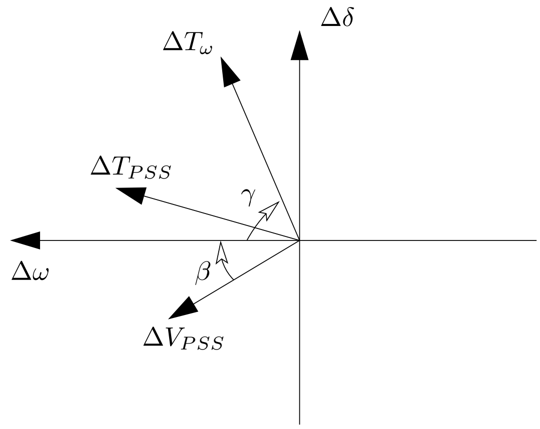


Figura 2.11: Torques do sinal estabilizante.

que o estabilizador introduza uma componente de torque sincronizante negativa. Na Figura 2.11 também é mostrada a componente de torque ΔT_{PSS} resultante da aplicação do sinal de saída do estabilizador ΔV_{PSS} à excitação da máquina. Na figura, β representa a fase efetivamente compensada. Então, o projeto do *PSS* consiste basicamente no cálculo dos parâmetros do circuito de avanço e também do ganho que determina a quantidade de amortecimento introduzida. As técnicas usuais de projeto não são coordenadas, o *PSS* de cada gerador é projetado isoladamente, considerando-se o resto do sistema como uma barra infinita.

O projeto do *PSS* clássico, geralmente é feito analisando-se a função de transferência de malha aberta $GEP(s)$ delimitada pela linha tracejada da Figura 2.3. Essa função descreve as características de resposta do torque elétrico para uma variação na tensão de referência do sistema de excitação, considerando-se o ângulo do rotor constante. A função $GEP(s)$ é dada por:

$$GEP(s) = \frac{\Delta T_e(s)}{\Delta V_{ref}} = \frac{K_2\ K_e\ K_3}{(1+sT_e)(1+sK_3T'_{do}) + K_e\ K_3\ K_6} \tag{2.12}$$

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

$$\omega_n = \sqrt{\frac{\omega_o.K_1}{M}} \tag{2.13}$$

Conhecida a frequência natural, basta fazer $s = j\omega_n$ em (2.12) obtendo a fase e o ganho da função $GEP(s)$ na frequência de oscilação do modo considerado. Para garantir que a componente de torque de amortecimento ΔT_{PSS} esteja em fase com $\Delta\omega$ de modo a se obter torque de amortecimento puro, a seguinte condição deve ser satisfeita:

$$\angle PSS(s) + \angle GEP(s) = 0 \tag{2.14}$$

Geralmente são necessários dois blocos avançadores para fornecer o avanço de fase requerido por (2.14) e o *PSS* clássico tem a estrutura apresentada na Figura 2.12. O valor da constante de tempo do filtro *washout* T_w não é crítico e situa-se, em geral, na faixa de 1 a 20 segundos [10]. Esse filtro tem por finalidade impedir que variações da velocidade em regime permanente modifiquem a tensão terminal da máquina. O ajuste do ganho K_{PSS}, algumas vezes, é realizado a partir de ensaios de campo. Um valor elevado desse ganho pode instabilizar o modo da excitatriz, associado com a malha de controle de tensão. Uma regra usada é fixar o ganho em $1/3K^*_{PSS}$, sendo K^*_{PSS} o ganho para o qual o sistema torna-se instável [14, 15]. Outro procedimento utilizado, consiste em especificar o amortecimento como requisito de projeto, e então selecionar o valor do ganho que atenda a essa especificação [10].

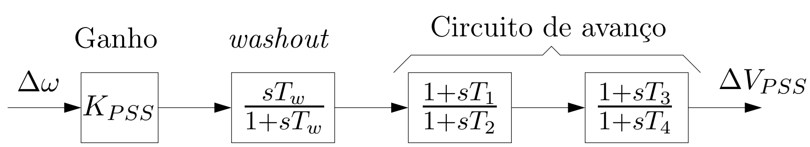


Figura 2.12: Estrutura de um *PSS* clássico.

2.7 Metodologia de Análise

O comportamento de um sistema dinâmico, tal como um sistema de potência, pode ser descrito por um conjunto de equações diferencias e algébricas da seguinte forma:

$$\begin{aligned} \dot{x} &= f(x, w, \mu, u) \\ 0 &= g(x, w, \mu, u) \\ y &= h(x, w, \mu, u) \end{aligned} \tag{2.15}$$

na qual $x \in \mathbb{R}^n$ é o vetor de variáveis de estado associado com o estado dinâmico dos geradores, cargas, e outros controladores do sistema; $w \in \mathbb{R}^m$ é o vetor de variáveis algébricas que representa as dinâmicas rápidas relacionadas com a rede de transmissão; $\mu \in \mathbb{R}^\ell$ é um conjunto de parâmetros incontroláveis, tal como as variações na potência ativa e reativa das cargas (carregamento do sistema); $u \in \mathbb{R}^k$ é um conjunto de parâmetros controláveis tal como tap de transformadores ou parâmetros de outros controles; e $y \in \mathbb{R}^s$ é o vetor de variáveis de saída (medidas) tal como o fluxo de potência nas linhas ou as velocidades dos rotores dos geradores.

2.7.1 Linearização

Os estudos de estabilidade a pequenas perturbações são efetuados linearizando-se as equações que representam o comportamento do sistema. Dessa forma o conjunto de equações (2.15) pode ser linearizado em um determinado ponto de equilíbrio (x_o, y_o) para valores conhecidos dos parâmetros (μ, u), no qual $[f(x_o, y_o, \mu, u)g(x_o, y_o, \mu, u)]^T = 0$ $(\dot{x} = 0)$, resultando em:

$$\begin{aligned} \Delta\dot{x} &= J_1\Delta x + J_2\Delta w + B_1\Delta u \\ 0 &= J_3\Delta x + J_4\Delta w + B_2\Delta u \\ \Delta y &= J_5\Delta x + J_6\Delta w + B_3\Delta u \end{aligned} \tag{2.16}$$

em que Δ representa a perturbação nas variáveis e as derivadas parciais:

$$\begin{aligned} J_1 &= \frac{\partial f}{\partial x},\ J_2 = \frac{\partial f}{\partial w},\ B_1 = \frac{\partial f}{\partial u}, \\ J_3 &= \frac{\partial g}{\partial x},\ J_4 = \frac{\partial g}{\partial w},\ B_2 = \frac{\partial g}{\partial u}, \\ J_5 &= \frac{\partial h}{\partial x},\ J_6 = \frac{\partial h}{\partial w},\ B_3 = \frac{\partial h}{\partial u} \end{aligned} \tag{2.17}$$

são calculadas em (x_o, y_o). O conjunto de equações lineares (2.16) é válido somente na região próxima ao ponto de equilíbrio.

Assumindo que J_4 é não singular, o que ocorre em condições normais de operação, o vetor de variáveis algébricas pode ser eliminado e o conjunto de equações (2.16) pode ser escrito na forma de espaço de estados:

$$\begin{aligned} \Delta\dot{x} &= (J_1 - J_2J_4^{-1}J_3)\Delta x + (B_1 - J_2J_4^{-1}B_2)\Delta u = \mathcal{A}\Delta x + \mathcal{B}\Delta u \\ \Delta y &= (J_5 - J_6J_4^{-1}J_3)\Delta x + (B_3 - J_6J_4^{-1}B_2)\Delta u = \mathcal{C}\Delta x + \mathcal{D}\Delta u \end{aligned} \tag{2.18}$$

na qual $\mathcal{A}$ é a matriz de estados do sistema, $\mathcal{B}$ é a matriz de entrada, $\mathcal{C}$ é a matriz de saída, e $\mathcal{D}$ é a matriz de alimentação direta.

Desde que o sistema possa ser representado por (2.18), as técnicas de álgebra e controle linear podem ser eficientemente usadas nos problemas de análise da estabilidade e síntese de controladores. As ferramentas computacionais existentes se baseiam em métodos modais que são fundamentadas na análise dos autovalores da matriz $\mathcal{A}$ [10, 16].

2.7.2 Análise Modal

A essência da análise modal reside na determinação da estrutura modal da matriz $\mathcal{A}$, isto é, no cálculo dos seus autovalores e autovetores associados, os quais caracterizam a estabilidade local de um determinado ponto de operação do sistema.

Autovalores

Os autovalores da matriz $\mathcal{A}$ são dados pelos valores do parâmetro escalar λ para o qual existem soluções não triviais para a seguinte equação:

$$\mathcal{A}\ \phi = \lambda\ \phi \tag{2.19}$$

em que

$\mathcal{A}$ é um matriz nxn (real para sistemas físicos tal como um sistema de potência)

ϕ é um vetor nx1

Para encontrar os autovalores, (2.19) pode ser escrita na forma

$$(\mathcal{A} - \lambda I)\phi = 0 \tag{2.20}$$

de solução não trivial

$$det(\mathcal{A} - \lambda I) = 0 \tag{2.21}$$

A expansão de (2.20) fornece a equação característica, da qual as n soluções $\lambda = \lambda_1, \lambda_2, ..., \lambda_n$ são os autovalores da matriz $\mathcal{A}$. Esses autovalores podem ser reais ou complexos. Se $\mathcal{A}$ for real, autovalores complexos ocorrem sempre em pares conjugados.

A dependência no tempo de um modo correspondente a um autovalor λ_i é dada por $e^{\lambda_i t}$. Assim, a estabilidade do sistema é determinada pelos autovalores da matriz $\mathcal{A}$ da seguinte forma:

- um autovalor real corresponde à um modo não oscilatório. Um autovalor real negativo corresponde a um modo estável e um autovalor real positivo caracteriza instabilidade monotônica.

- autovalores complexos ocorrem em pares conjugados, e cada par corresponde a um modo oscilatório. A parte real componente desses autovalores fornece o amortecimento, enquanto que a parte imaginária fornece a frequência de oscilação. Se a parte real for negativa as oscilações são amortecidas, caso contrário (parte real positiva), as oscilações tem amplitude crescente caracterizando uma instabilidade oscilatória.

Para um par de autovalores complexo conjugado:

$$\lambda = \sigma \pm j\omega_d \tag{2.22}$$

a frequência natural de oscilação do modo $e^{\lambda t}$ em Hz é dada por:

$$f = \frac{\omega_n}{2\pi} \tag{2.23}$$

e a taxa de amortecimento por:

$$\zeta = \frac{-\sigma}{\sqrt{\sigma^2 + \omega_d^2}} \tag{2.24}$$

Autovetores

A partir do cálculo dos autovalores da matriz $\mathcal{A}$ e dos autovetores direitos e esquerdos associados, é também possível determinar fatores de participação das variáveis de estado nos modos críticos do sistema. Esses fatores são importantes para identificação das possíveis causas de problemas relacionados com modos fracamente amortecidos ou instáveis. O fator de participação é definido como um produto, elemento por elemento, dos autovetores direito e esquerdo da matriz $\mathcal{A}$. Se λ_i é o i-ésimo autovalor de $\mathcal{A}$, e ϕ_i e ψ_i são, respectivamente, os autovetores direito e esquerdo associados a λ_i, o fator de participação (FP) da variável de estado n no modo i é definido por:

$$FP_{ni} = \phi_{in}\psi_{ni} \tag{2.25}$$

Os fatores de participação são quantidades adimensionais que revelam quais geradores estão associados a cada modo eletromecânico de um sistema de potência. Eles indicam, portanto, onde devem ser tomadas medidas de reforço, tais como a instalação de *PSSs* ou de controladores *FACTS*, para que o adequado amortecimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência seja providenciado.

2.7.3 Bifurcações de Hopf

Instabilidade em sistemas de potência pode ser caracterizada pela ocorrência de bifurcações de Hopf também conhecidas como bifurcações oscilatórias. Essas bifurcações estão associadas a um par de autovalores da matriz $\mathcal{A}$ puramente imaginário [17] e, portanto, podem ser estudadas com ajuda de técnicas lineares tal como a análise modal.

Considere o sistema dinâmico (2.15), a medida que os parâmetros μ e/ou u variam, o ponto de equilíbrio (x_o, w_o) muda e assim os autovalores da matriz $\mathcal{A}$ em (2.18) também mudam e assumem uma trajetória no plano complexo. O ponto no qual um par de autovalores complexo conjugado alcança o eixo imaginário devido as variações em (μ, u), é denominado de ponto de bifurcação de Hopf [17, 18], conforme ilustrado na Figura 2.13.

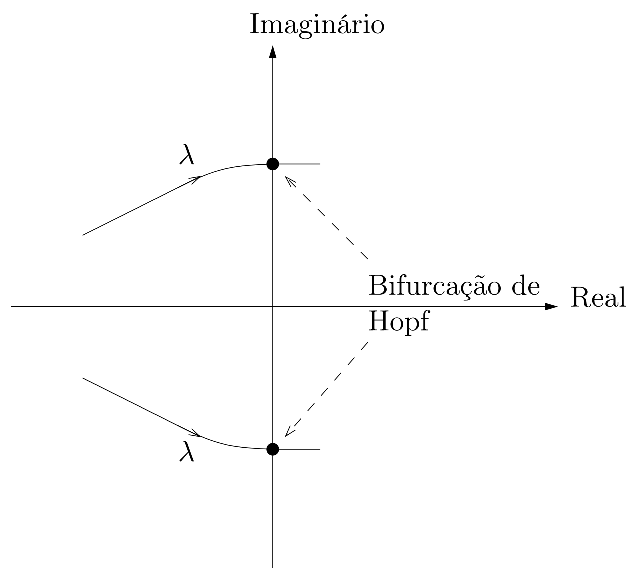


Figura 2.13: Trajetória de um par de autovalores complexo conjugado.

Através da monitoração da trajetória dos autovalores da matriz $\mathcal{A}$ para sucessivos incrementos no carregamento do sistema μ é possível detectar a ocorrência de bifurcações de Hopf, ou seja, é possível determinar o carregamento limite para o qual o sistema é estável do ponto de vista da estabilidade a pequenas perturbações.

Capítulo 3

Modelo de Sensibilidade de Potência

3.1 Introdução

O modelo Heffron-Phillips, abordado no Capítulo 2, foi de extrema importância para o estabelecimento dos conceitos básicos do problema de oscilações eletromecânicas fracamente amortecidas [1]. Ainda hoje, esse modelo é extensivamente explorado em inúmeros livros técnicos tais como Kundur [10], Anderson e Fouad [19], Sauer e Pai [15]; bem como em diversos trabalhos que abordam o fenômeno de oscilações eletromecânicas de baixa frequência [12, 20–26]. Entretanto, o MHP possui limitações que podem dificultar a realização de alguns tipos de análises. Uma dessas limitações consiste em sua dependência da barra infinita como referência angular do sistema. Tal fato faz com que a rede externa ao gerador fique embutida na derivação dos coeficientes K_1 à K_6, o que impõe diversas dificuldades em extender esse modelo para sistemas multimáquinas. Um modelo multimáquinas baseado no MHP foi desenvolvido por Moussa e Yu [5], entretanto, tal modelo apresenta a mesma limitação do MHP, ou seja, não representação da rede retendo-se somente as barras de geração. Em [27] salienta-se ainda que o modelo multimáquinas de Moussa e Yu [5] é menos preciso que o MHP por não considerar os efeitos da saliência transitória dos geradores.

As dificuldades encontradas com a utilização do MHP podem ser superadas através da utilização de um modelo que preserve a estrutura do sistema tal como o proposto por Deckmann e da Costa [6], denominado Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP). No MSP não é necessário a representação do barramento infinito, possibilitando de forma direta sua extensão a sistemas multimáquinas [6, 11]. A rede é explicitamente representada facilitando o estudo dos efeitos das cargas e de outros equipamentos, tais como controladores *FACTS*, nos modos de oscilação do sistema. Neste capítulo, o MSP será primeiramente apresentado tal como proposto em [6], e em seguida será obtida sua derivação na forma de espaço de estados.

3.2 Balanço Nodal de Potência

A dedução do MSP baseia-se no balanço nodal de potência em cada barra do sistema, que deve ser satisfeito em qualquer instante. Com o intuito de contrastá-lo com o MHP, a dedução do MSP será feita inicialmente para o caso de uma máquina síncrona conectada a um barramento infinito através de uma linha de transmissão, conforme ilustrado na Figura 3.1.

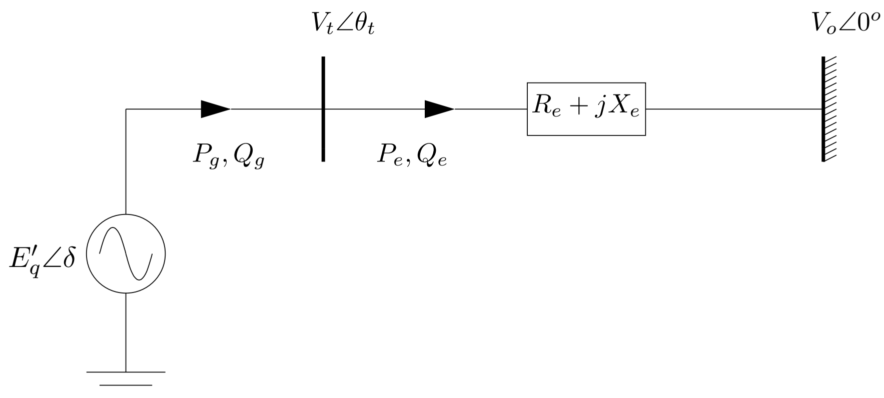


Figura 3.1: Máquina síncrona conectada a um barramento infinito (sistema isolado).

O balanço de potência na barra terminal, pode ser expresso pelo seguinte conjunto de equações:

$$\begin{aligned} P_g - P_e &= 0 \\ Q_g - Q_e &= 0 \end{aligned} \tag{3.1}$$

no qual P_g e Q_g são as potências ativa e reativa injetadas pelo gerador em sua barra terminal, e P_e e Q_e são as potências ativa e reativa transferidas ao barramento infinito.

Para se considerar as equações dinâmicas desse balanço, são utilizadas as seguintes expressões para P_g e Q_g:

$$\begin{aligned} P_g &= \frac{E'_q V_t}{X'_d}\sin(\delta-\theta_t) + \frac{V_t^2}{2}\left[\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X'_d}\right]\sin 2(\delta-\theta_t) \\ Q_g &= \frac{E'_q V_t}{X'_d}\cos(\delta-\theta_t) - \frac{V_t^2}{X'_d} - \frac{V_t^2}{2}\left[\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X'_d}\right](1-\cos 2(\delta-\theta_t)) \end{aligned} \tag{3.2}$$

nas quais o par de variáveis internas $[E'_q, \delta]$, e o par de variáveis terminais $[V_t, \theta_t]$, possuem um dependência implícita no tempo e podem ser interpretados em função da rede ilustrada na Figura 3.1.

Considerando-se $R_e = 0$, as potências P_e e Q_e são dadas por:

$$
\begin{aligned}
P_e &= \frac{V_t V_o}{X_e} \sin \theta_t \\
Q_e &= \frac{V_t^2}{X_e} - \frac{V_t V_o}{X_e} \cos \theta_t
\end{aligned} \tag{3.3}
$$

3.3 Linearização

Para pequenas variações em torno de um ponto de equilíbrio, definido como estado básico, os pares de equações (3.2) e (3.3) podem ser expandidos em séries de Taylor, retendo-se somente os termos das derivadas parciais de primeira ordem. Assim, o par de equações do balanço de potência (3.1) pode ser expresso pelo seguinte par de equações incrementais:

$$
\begin{aligned}
A1_g \Delta(\delta - \theta_t) + A2_g \Delta E'_q + A3_g \Delta V_t - A1_e \Delta\theta_t - A2_e \Delta V_t = 0 \\
R1_g \Delta(\delta - \theta_t) + R2_g \Delta E'_q + R3_g \Delta V_t - R1_e \Delta\theta_t - R2_e \Delta V_t = 0
\end{aligned} \tag{3.4}
$$

no qual os coeficientes $[A_g, A_e]$ e $[R_g, R_e]$, dados no Apêndice A representam, respectivamente, as sensibilidades locais das funções de potência ativa e reativa (equações 3.2 e 3.3), em relação às variáveis de estado e algébricas correspondentes.

As equações incrementais (3.4) representam o balanço instantâneo de potência que deve ser satisfeito em qualquer instante durante um processo dinâmico. O par de variáveis terminais $[\Delta V_t, \Delta\theta_t]$ representa a interface algébrica rápida entre a máquina e a rede externa. O par de variáveis internas $[\Delta E'_q, \Delta\delta]$ traduz as variações lentas do fluxo de campo e as oscilações do rotor, respectivamente, e representam, portanto, a interface com as variáveis diferenciais do processo dinâmico em questão [6, 11].

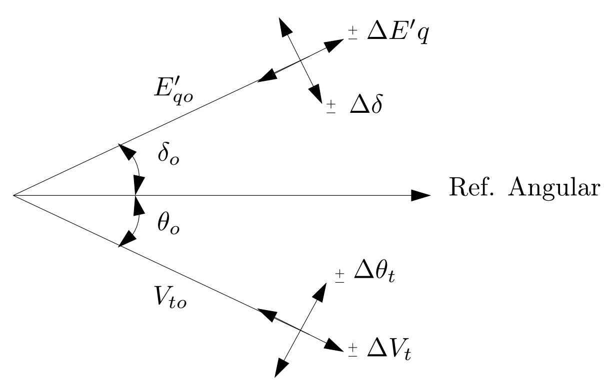


Figura 3.2: Incrementos ortogonais de tensão e ângulo.

Na forma polar, os pares de variáveis $[\Delta E'_q, \Delta\delta]$ e $[\Delta V_t, \Delta\theta_t]$ apresentam uma propriedade de ortogonalidade incremental, como é mostrado na Figura 3.2. Essa ortogonalidade é levada em conta na decomposição das equações de balanço de potência (3.4), de modo a se obter uma solução desacoplada para as variáveis de tensão e ângulo. Essa decomposição é obtida, isolando-se à direita nas equações de potência ativa e reativa (3.4), os termos $\Delta\theta_t$ e ΔV_t, respectivamente. Dessa forma, obtém-se:

$$A1_g\Delta\delta + A2_g\Delta E'_q + (A3_g - A2_e)\Delta V_t = (A1_g + A1_e)\Delta\theta_t \tag{3.5}$$

$$R1_g(\Delta\delta - \Delta\theta_t) + R2_g\Delta E'_q - R1_e\Delta\theta_t = (R2_e - R3_g)\Delta V_t \tag{3.6}$$

Os membros à esquerda das equações (3.5) e (3.6) representam respectivamente, os *mismatches* de potência ativa e reativa que devem ser satisfeitos em qualquer instante ao longo do processo dinâmico, e são expressos por [6, 11]:

$$\begin{aligned} \Delta P &= A1_g\Delta\delta + A2_g\Delta E'q + (A3_g - A2_e)\Delta V_t \\ \Delta Q &= R1_g(\Delta\delta - \Delta\theta_t) + R2_g\Delta E'q - R1_e\Delta\theta_t \end{aligned} \tag{3.7}$$

Para se resolver as equações (3.5) e (3.6), ou seja, para satisfazer o balanço nodal de potência é necessário incluir as equações diferenciais que estão implícitas nas variáveis de estado $\Delta\delta$ e $\Delta E'_q$. Essas equações adicionais, representadas no domínio da frequência, são:

- a equação de oscilação do rotor (*swing*),

$$\Delta\omega = \frac{1}{Ms + D}(\Delta P_m - \Delta P_g) \tag{3.8}$$

$$\Delta\delta = \frac{\omega_o}{s}\Delta\omega \tag{3.9}$$

  na qual ΔP_m representa as variações de potência mecânica;

- e a equação de balanço do fluxo de campo,

$$\Delta E'_q = \frac{\frac{X'_d}{X_d}}{1 + sT'_{do}\frac{X'_d}{X_d}}[\Delta E_{FD} + K_V\Delta V_t - K_A\Delta(\delta - \theta_t)] \tag{3.10}$$

A solução no tempo das equações (3.8) e (3.10) requer um esquema de integração passo a passo com as seguintes entradas:

$$\Delta P_g = A1_g \Delta(\delta - \theta_t) + A2_g \Delta E'_q + A3_g \Delta V_t \tag{3.11}$$

$$\Delta E_{FD} = \frac{K_e}{1 + sT_e}(\Delta V_{t_{ref}} - \Delta V_t) \tag{3.12}$$

na qual $\Delta V_{t_{ref}}$ representa as variações da tensão de referência do sistema de excitação.

As equações (3.5), (3.6), (3.8), (3.9), (3.10), (3.11) e (3.12) representam integralmente, o MSP para um sistema constituído por uma máquina conectada a um barramento infinito, podendo ser representado na forma de diagrama de blocos mostrada na Figura 3.3 [6, 11].

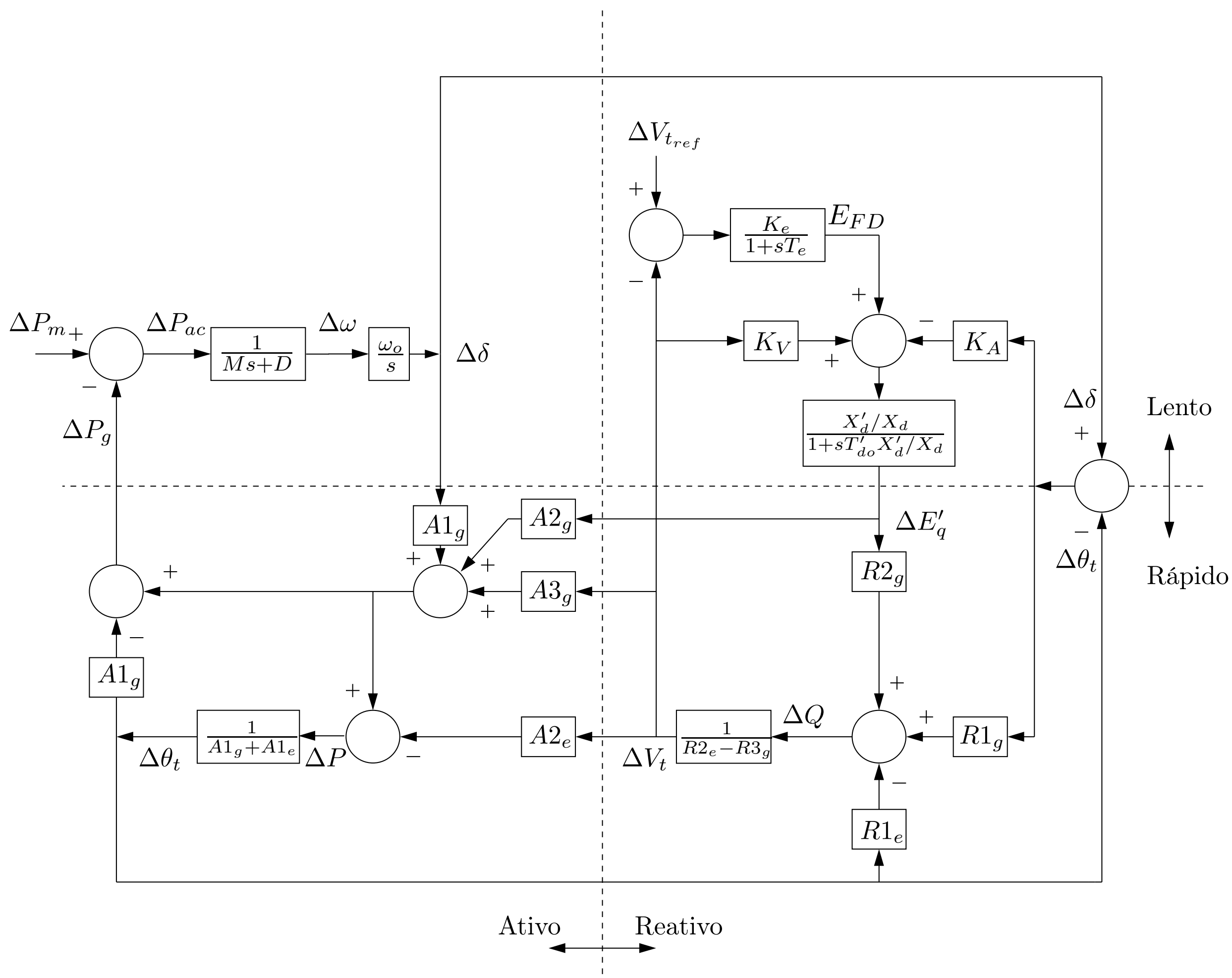


Figura 3.3: Diagrama de blocos do MSP para um sistema isolado.

Comparando o MSP com o diagrama de blocos do MHP mostrado na Figura 2.3, nota-se que os dois modelos possuem blocos similares. Entretanto, existem diferenças importantes que devem ser ressaltadas. Uma diferença essencial reside na representação da rede, que para esse sistema simples é descrita por $\Delta\theta_t$. No MHP esta variável não é considerada, visto que na sua dedução, a barra terminal do gerador é eliminada. Essa diferença básica entre os dois modelos, torna-se ainda mais evidente, quando é considerada a presença de outros equipamentos na rede, tal como controladores *FACTS*. A necessidade de eliminar a rede inerente ao modelo Heffron-Phillips dificulta a inclusão desses equipamentos para propósito de análise. Essa inclusão pode ser bastante facilitada através da utilização do MSP. Este modelo permite a consideração de controladores *FACTS* de uma forma simples e direta como será mostrado no Capítulo 4.

3.4 Esquema de Solução do MSP

O esquema de solução do MSP é baseado em duas importantes características de decomposição inerentes a esse modelo. A primeira delas, decomposição ativo - reativo, pode ser visualizada na Figura 3.3 observando-se a troca de variáveis entre os subsistemas esquerdo (ativo) e direito (reativo), conforme delimitado pela linha de interface vertical. Enquanto o modelo ativo fornece as correções angulares $[\Delta\delta, \Delta\theta_t]$, obtidas a partir das solicitações de potência ativa, o modelo reativo responde com as magnitudes corrigidas das tensões em quadratura $[\Delta E'_q, \Delta V_t]$ as quais resultam da imposição do balanço de potência reativa ΔQ.

Evidencia-se também no diagrama de blocos do MSP, a decomposição dos fenômenos dinâmicos em escalas de tempo, observando-se a troca de variáveis entre os subsistemas superior (diferencial) e inferior (algébrico) delimitados pela linha de interface horizontal. Enquanto as variáveis da rede $[\Delta V_t, \Delta\theta_t]$, são instantaneamente corrigidas, as variáveis da máquina $[\Delta E'_q, \Delta\delta]$, são corrigidas passo a passo pelo subsistema diferencial.

O esquema geral de simulação dinâmica do MSP consiste em se realizar, a cada passo no tempo, um ciclo completo de solução. Um passo no tempo ou ciclo de solução é completado, quando cada subsistema ilustrado na Figura 3.3 tiver sido resolvido uma única vez.

Cada ciclo de solução reflete exatamente as condições de balanço instantâneo de potência (3.4) em relação às condições iniciais, ou seja, pré-perturbação. Dessa forma, após n passos no tempo $(n\Delta t)$, as saídas dos principais blocos do MSP podem ser interpretadas como:

- $\Delta\delta(n\Delta t)$, $\Delta\theta_t(n\Delta t)$: representam os deslocamentos angulares das tensões interna e terminal do gerador, a partir de sua posição angular inicial, ou seja, da sua posição angular na velocidade síncrona.

- $\Delta E'_q(n\Delta t)$, $\Delta V_t(n\Delta t)$: representam os desvios de magnitude das tensões interna e terminal, a partir de seus valores inicias.

Assim, a evolução temporal da variação angular $\Delta\delta$ reflete o modo de oscilação do gerador em relação à sua posição inicial. Da mesma forma, as variações de magnitude das tensões interna e terminal reproduzem a modulação em amplitude decorrente da perturbação inicial.

Em [6, 11, 28] são apresentados resultados decorrentes de comparações entre o MHP e o MSP para um sistema constituído por um gerador conectado a um barramento infinito tal como o ilustrado na Figura 3.1. Os resultados das simulações dinâmicas obtidos com ambos os modelos são exatamente os mesmos, uma vez que eles representam o mesmo sistema linearizado, muito embora adotando diferentes abordagens. Enquanto o MHP representa as variáveis internas do gerador vistas do barramento infinito, o MSP representa o mesmo problema visto da barra terminal. Portanto, os termos de sensibilidade do MSP separam as contribuições interna e externa do gerador no balanço de potência da barra terminal. Esta característica do MSP também possibilita as análises de oscilações quando um aumento de carga ativa, ou um aumento simultâneo de carga ativa e reativa, é imposto sobre a barra terminal como mostrado em [6, 11]. Esse tipo de análise é de difícil realização com o MHP devido à eliminação da barra terminal durante o processo de dedução do modelo. Análises via torques sincronizante e de amortecimento também podem ser realizadas através do MSP, tal como apresentado em [11] e [29].

3.5 MSP para Sistemas Multimáquinas

Para estender o MSP a sistemas multibarras, basta escrever as equações de balanço nodal de potência para cada barra do sistema. Considere uma barra genérica k, conectada às barras i e j, conforme mostrado na Figura 3.4.

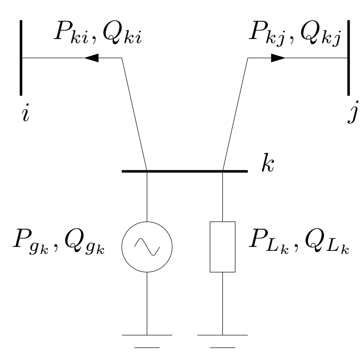


Figura 3.4: Sistema multibarras.

O balanço de potência incremental na barra k pode ser expresso por:

$$\begin{aligned}\Delta P_{g_k} - \Delta P_{L_k} - \sum_{l \in \Omega_k} \Delta P_{kl} = 0 \\ \Delta Q_{g_k} - \Delta Q_{L_k} - \sum_{l \in \Omega_k} \Delta Q_{kl} = 0\end{aligned} \tag{3.13}$$

sendo ΔP_{L_k}, ΔQ_{L_k} as variações das cargas ativa e reativa ligadas ao nó k, ΔP_{kl} e ΔQ_{kl} as variações dos fluxos de potência ativo e reativo no ramo $k-l$, e $\in \Omega_k$ o conjunto de barras ligadas à barra k.

Os incrementos de carga, ΔP_{L_k} e ΔQ_{L_k}, também poderão ser incluídos como função da frequência e da magnitude da tensão locais. Procedendo-se como antes, pode-se expressar cada incremento de potência em termos dos coeficientes de sensibilidade, calculados para o caso base, e obter um par de equações reagrupadas, similares às equações (3.5) e (3.6). Para a barra k considerada, as equações resultantes são:

$$\Delta P_k = A1_{g_k} \Delta\theta_k + \sum_{l \in \Omega_k} A1_{kl}(\Delta\theta_k - \Delta\theta_l) \tag{3.14}$$

$$\Delta Q_k = -R3_{g_k} \Delta V_k + \sum_{l \in \Omega_k} (R2_{kl} \Delta V_k + R3_{k_l} \Delta V_l) \tag{3.15}$$

sendo

$$\Delta P_k = A1_{g_k} \Delta\delta_k + A2_{gk} \Delta E'_{q_k} + A3_{g_k} \Delta V_k - \sum_{l \in \Omega_k} (A2_{kl} \Delta V_k + A3_{kl} \Delta V_l) - \Delta P_{L_k} \tag{3.16}$$

$$\Delta Q_k = R1_{g_k}(\Delta\delta_k - \Delta\theta_k) + R2_{g_k} \Delta E'_{q_k} - \sum_{l \in \Omega_k} R1_{kl}(\Delta\theta_k - \Delta\theta_l) - \Delta Q_{L_k} \tag{3.17}$$

os *mismatches* de barra, incluindo os efeitos da variação de carga e termos de acoplamento cruzado ($\Delta P - \Delta V$ e $\Delta Q - \Delta\theta$).

Essas equações mostram a interação entre as variáveis algébricas e dinâmicas. Para uma rede consistindo de n barras ($k = 1$ a n), obtém-se dois subsistemas desacoplados de equações algébricas de dimensão n, (3.14) e (3.15), os quais podem ser colocados na seguinte forma matricial:

$$\begin{bmatrix} \Delta P_l \\ \vdots \\ \Delta P_k \\ \vdots \\ \Delta P_n \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} A_{ll} & \dots & A_{ln} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ A_{kl} & A_{kk} & A_{kn} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ A_{nl} & \dots & A_{nn} \end{bmatrix}}_{A} \begin{bmatrix} \Delta \theta_l \\ \vdots \\ \Delta \theta_k \\ \vdots \\ \Delta \theta_n \end{bmatrix} \tag{3.18}$$

$$\begin{bmatrix} \Delta Q_l \\ \vdots \\ \Delta Q_k \\ \vdots \\ \Delta Q_n \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} R_{ll} & \dots & R_{ln} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ R_{kl} & R_{kk} & R_{kn} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ R_{nl} & \dots & R_{nn} \end{bmatrix}}_{R} \begin{bmatrix} \Delta V_l \\ \vdots \\ \Delta V_k \\ \vdots \\ \Delta V_n \end{bmatrix} \tag{3.19}$$

As matrizes de sensibilidade $[A]$ e $[R]$ correspondem às submatrizes principais do Jacobiano do fluxo de carga Newton-Raphson, considerando-se todas as barras da rede, e têm a mesma esparsidade da matriz de admitância nodal $[Y]$. As relações matriciais (3.18) e (3.19) correspondem à extensão multibarras das equações (3.5) e (3.6), as quais estabelecem os balanços de potência ativa e reativa para uma única barra. Na Figura 3.5 é mostrado o diagrama de blocos do MSP para um sistema de n barras considerando, por razões de simplicidade, somente o gerador conectado à barra k. A principal diferença entre as Figuras 3.3 e 3.5 está na representação matricial do balanço nodal de potência, assim como na inclusão dos efeitos das cargas.

Um importante aspecto que também deve ser notado, é o fato de não ser necessário especificar um barramento infinito como referência específica. Devido à expansão em série de Taylor, cada variável irá mudar em relação a sua própria referência, representada pelo valor original de regime permanente (obtido pelo cálculo do fluxo de carga), o qual foi utilizado para se calcular os coeficientes de sensibilidade. Dessa forma, as equações de balanço do MSP podem ser estendidas à um número qualquer de barras, preservando as características básicas de desacoplamento já abordas.

O esquema de solução explicado na seção anterior também se aplica à extensão multimáquinas do MSP. Assim, cada ciclo de solução também corresponde à uma única solução de cada subsistema. Este ciclo inclui agora os cálculos dos vetores de *mismatches* $[\Delta P]$ e $[\Delta Q]$ expressos, respectivamente, pelas equações (3.16) e (3.17), para todas as barras do sistema.

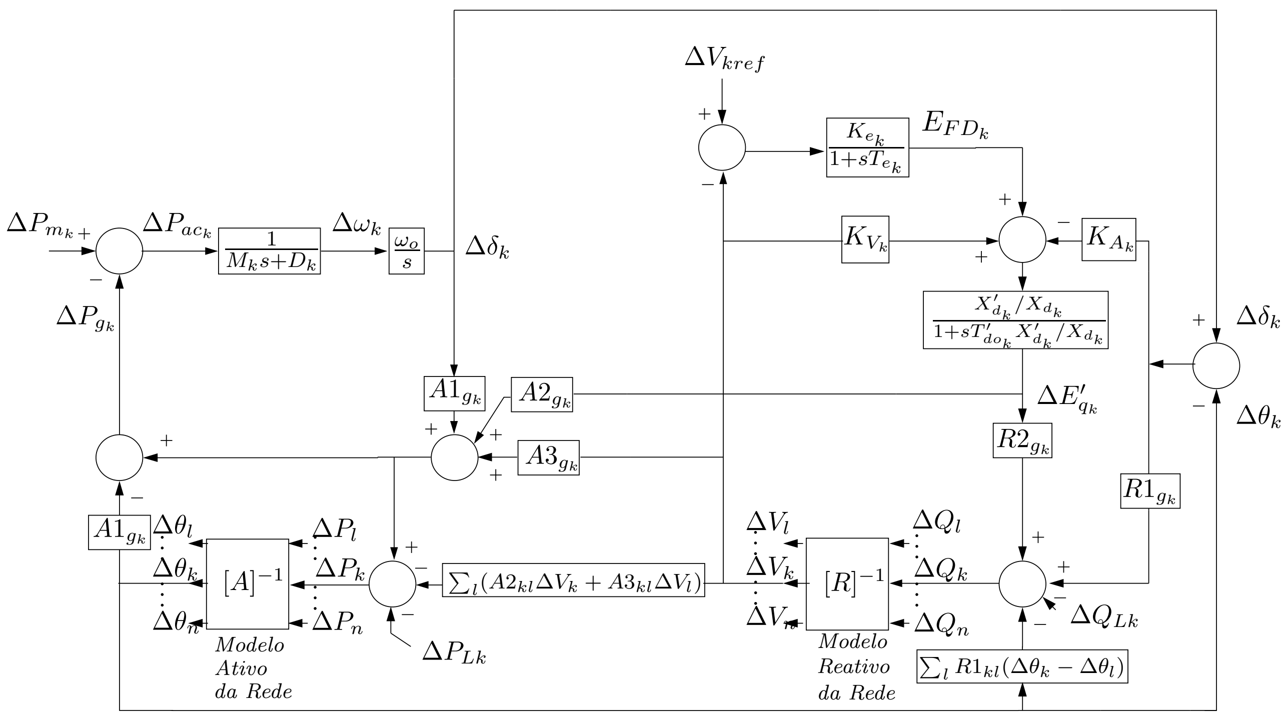


Figura 3.5: Diagrama de blocos do MSP para sistemas multimáquinas.

3.6 MSP na Forma de Espaço de Estados

A representação do MSP na desejável forma de espaço de estados, dada pelo conjunto de equações (2.18), é obtida arranjando-se de forma adequada as equações algébricas e diferenciais que representam um sistema. Considere o sistema da Figura 3.1 descrito pelas equações algébricas (3.4), pelas equações dinâmicas (3.8), (3.9), (3.10) com as entradas (3.11) e (3.12). Considerando $D = 0$, esse conjunto de equações pode ser colocado na seguinte forma matricial:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{E}'_q \\ \Delta\dot{E}_{FD} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & -\frac{A1_g}{M} & -\frac{A2_g}{M} & 0 \\ \omega_o & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{K_A}{T'_{do}} & -\frac{X_d}{X'_d T'_{do}} & \frac{1}{T'_{do}} \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_e} \end{bmatrix}}_{J_1} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{FD} \end{bmatrix}}_{\Delta x} +$$

$$+ \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{A1_g}{M} & -\frac{A3_g}{M} \\ 0 & 0 \\ \frac{K_A}{T'_{do}} & \frac{K_V}{T'_{do}} \\ 0 & -\frac{K_e}{T_e} \end{bmatrix}}_{J_2} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta\theta_t \\ \Delta V_t \end{bmatrix}}_{\Delta w} + \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{1}{M} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \frac{K_e}{T_e} \end{bmatrix}}_{B_1} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta V_{t_{ref}} \end{bmatrix}}_{\Delta u} \qquad (3.20)$$

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & A1_g & A2_g & 0 \\ 0 & R1_g & R2_g & 0 \end{bmatrix}}_{J_3} \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{FD} \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} -A1_g - A1_e & A3_g - A2_e \\ -R1_g - R1_e & R3_g - R2_e \end{bmatrix}}_{J_4} \begin{bmatrix} \Delta\theta_t \\ \Delta V_t \end{bmatrix} \tag{3.21}$$

e assim, eliminando o vetor de variáveis algébricas Δw o sistema pode ser colocado na forma de espaço de estados, sendo $\mathcal{A} = (J_1 - J_2\ J_4^{-1}\ J_3)$ e $\mathcal{B} = B_1$.

3.6.1 Forma de Estado do MSP para Sistemas Multimáquinas

A forma de estado do MSP pode ser facilmente estendida para a representação de sistemas multimáquinas. Considerando um sistema constituído por K geradores [1] e L barras, as equações (3.20) e (3.21) podem ser reescritas na seguinte forma geral:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega}_i \\ \Delta\dot{\delta}_i \\ \Delta\dot{E}'_{q_i} \\ \Delta\dot{E}_{FD_i} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & -\frac{A1_{g_i}}{M_i} & -\frac{A2_{g_i}}{M_i} & 0 \\ \overline{\omega_i} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{K_{A_i}}{T'_{do_i}} & -\frac{X_{d_i}}{X'_{d_i}T'_{do_i}} & \frac{1}{T'_{do_i}} \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_{e_i}} \end{bmatrix}}_{J_1} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta\omega_i \\ \Delta\delta_i \\ \Delta E'_{q_i} \\ \Delta E_{FD_i} \end{bmatrix}}_{\Delta x} +$$

$$+ \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{A1_{g_i}}{M_i} & -\frac{A3_{g_i}}{M_i} \\ 0 & 0 \\ \frac{K_{A_i}}{T'_{do_i}} & \frac{K_{V_i}}{T'_{do_i}} \\ 0 & -\frac{K_{e_i}}{T_{e_i}} \end{bmatrix}}_{J_2} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta\theta_n \\ \Delta V_n \end{bmatrix}}_{\Delta w} + \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{1}{M_i} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \frac{K_{e_i}}{T_{e_i}} \end{bmatrix}}_{B_1} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta P_{m_i} \\ \Delta V_{ref_i} \end{bmatrix}}_{\Delta u} \tag{3.22}$$

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & A1_{g_i} & A2_{g_i} & 0 \\ 0 & R1_{g_i} & R2_{g_i} & 0 \end{bmatrix}}_{J_3} \begin{bmatrix} \Delta\omega_i \\ \Delta\delta_i \\ \Delta E'_{q_i} \\ \Delta E_{FD_i} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} J_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\theta_n \\ \Delta V_n \end{bmatrix} \tag{3.23}$$

na qual $i = 1, ..., K$, $n = 1, ..., L$, e J_4 é a matriz Jacobiana do fluxo de carga considerando todas as barras do sistema.

Deve-se ressaltar que geradores de diferentes modelos, cargas dinâmicas, motores de indução, *FACTS*, ou qualquer outro equipamento que tenha modelagem dinâmica pode ser prontamente incluído nas equações (3.20) e (3.21), bem como nas equações gerais (3.22) e (3.23). Por

[1] Aqui, por questão de simplicidade, é considerado que todos os geradores são representados por um modelo de 3ª ordem com um regulador de tensão de 1ª ordem.

exemplo, a inclusão de um *SSSC* na modelagem (2.15), é feita com a inclusão da equação diferencial que o modela no conjunto representado pela função f. Nesse caso, u poderia ser considerado como a tensão de saída de seu controlador e y como a potência ativa através do equipamento. No Capítulo 4 é detalhado o procedimento de inclusão de dois controladores *FACTS* no MSP.

Capítulo 4

Modelagem e Controle de Equipamentos *FACTS*

4.1 Introdução

O aumento dos custos e das restrições ambientais está tornando impraticável a construção de novas linhas de transmissão. Por isso é cada vez mais importante uma melhor utilização da capacidade de transferência de potência dos sistemas existentes. Essa capacidade é, em grande parte, restringida pelos limites de estabilidade ou térmicos inerentes aos equipamentos da rede de transmissão [16]. Devido aos grandes avanços na eletrônica de alta potência, particularmente ao surgimento dos controladores *FACTS*, esses limites podem agora ser significativamente estendidos. O grande potencial desses equipamentos é hoje amplamente reconhecido pela comunidade internacional de engenheiros de sistemas de potência [30]. Controlando grandezas elétricas tal como impedância, tensão, correntes e ângulos de fase, os *FACTS* elevam a capacidade de transmissão das redes permitindo uma melhor utilização da capacidade térmica das linhas e também contribuem de forma expressiva para a melhoria da estabilidade dos sistemas [7, 8, 16].

No que se refere à estabilidade de ângulo a pequenas perturbações, os *FACTS* vêm sendo fortemente recomendados para o amortecimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência [7, 8]. Essa função pode ser desempenhada através da introdução de um sinal estabilizante, similar ao *PSS*, na malha de controle desses equipamentos [13, 31–34]. Tal solução é principalmente indicada para os casos nos quais o *PSS* não apresenta desempenho adequado.

Vários equipamentos *FACTS* já estão instalados em sistemas de energia elétrica por todo o mundo e outros estão em fase de desenvolvimento. No Brasil, controladores *TCSC* foram instalados na linha de interligação Norte-Sul com o principal objetivo de amortecer as oscilações do modo interárea do sistema interligado brasileiro [35, 36]. Nesta dissertação, quatro *FACTS* são abordados: os controladores em derivação *SVC* e *STATCOM*, e os controladores série *TCSC* e *SSSC*. Nesse capítulo, é feita uma breve descrição das características funcionais desses controladores assim como são apresentados os modelos matemáticos utilizados no trabalho. Depois, é feita a inclusão de dois desses equipamentos (*SVC* e *SSSC*) na modelagem de um sistema isolado utilizando-se tanto o MHP quanto o MSP. No final do capítulo, as técnicas de controle utilizadas nos projetos dos estabilizadores são abordadas.

4.2 *SVC*

O *SVC* é conectado em derivação com a rede de transmissão, na qual injeta ou absorve potência reativa de modo a manter algum parâmetro do sistema (geralmente a tensão da barra na qual está conectado) em torno de um valor especificado [8]. Os compensadores estáticos de reativos (*SVC*) são os precursores dos *FACTS* existentes na atualidade. Eles foram primeiramente utilizados no final da década de 60 para a compensação reativa de grandes cargas industriais, tal como fornos a arcos.

No final da década de 70 o *SVC* começou a ser aplicado em sistemas de transmissão com o propósito de melhorar o controle dinâmico de tensão. A configuração mais comum do *SVC* é constituída por um reator controlado a tiristores (*TCR - Thyristor-Controlled Reactor*) ligado em paralelo com um banco de capacitores chaveado por tiristores (*TSC - Thyristor-Switched Capacitor*). Uma vez que o *SVC* altera a tensão da barra na qual está conectado, o mesmo pode ser visualizado como uma carga reativa variável, a qual é ajustada de forma a manter a tensão da barra na qual está conectado aproximadamente constante.

A potência reativa que o *SVC* troca com o sistema é diretamente proporcional ao valor da sua susceptância e ao quadrado da tensão da barra, ou seja [37, 38]:

$$Q_{SVC} = B_{SVC}V^2 \tag{4.1}$$

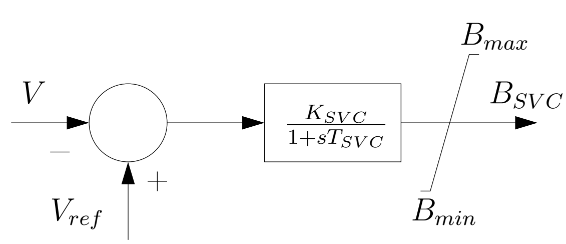


Figura 4.1: Modelo dinâmico do *SVC*.

Na Figura 4.1 está ilustrado o diagrama de blocos de um modelo dinâmico que representa o controlador de tensão do *SVC*. Conforme esse modelo, a susceptância do *SVC* (B_{SVC}) é ajustada, através do ganho K_{SVC}, de modo a manter a tensão da barra praticamente inalterada. A constante de tempo T_{SVC} representa o atraso do circuito de disparo dos tiristores, geralmente muito pequeno. B_{max} e B_{min}, representam, respectivamente, os limites capacitivo e indutivo do equipamento. Embora esse modelo de primeira ordem seja bastante simples, ele vem sendo usado em diversos trabalhos [25, 37–39], e também é similar aos modelos existentes na maioria dos programas de estabilidade em uso pelas empresas concessionárias de energia elétrica [40]. Na Figura 4.2 é mostrada a curva VxI do *SVC*.

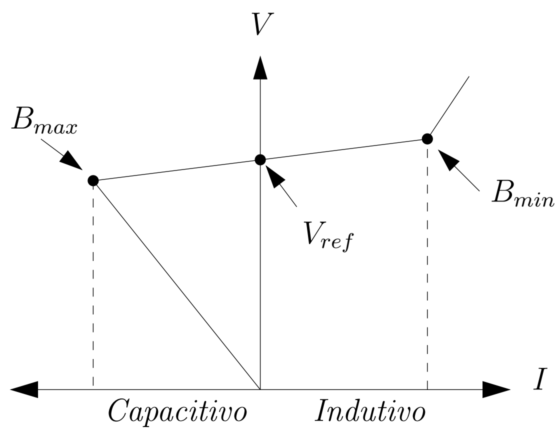


Figura 4.2: Curva característica VxI do *SVC*.

É importante notar que ao se atingir o limite de operação do modo capacitivo, a corrente que o *SVC* injeta no sistema diminui linearmente com a tensão da barra na qual ele está conectado e, consequentemente, a capacidade de fornecimento de reativos do equipamento, dada pela equação (4.1), diminui com o quadrado dessa tensão.

4.2.1 Sinal Estabilizante Suplementar

Um sinal estabilizante suplementar pode ser adicionado à malha de controle de tensão do *SVC* com o objetivo de fornecer amortecimento às oscilações do rotor. Se projetado através dos métodos clássicos de controle (compensação de fase), esse controlador suplementar tem estrutura semelhante ao *PSS* ilustrado na Figura 2.12. Na literatura esse tipo de estabilizador é denominado, pela maioria dos autores, de controlador *POD* (*Power Oscillation Damping Controller*). Na Figura 4.3 é apresentada a estrutura do controlador *POD* para equipamentos *FACTS* [7, 13, 41, 42]. Importantes aspectos do projeto de controladores *POD* serão abordados na Seção 4.7.

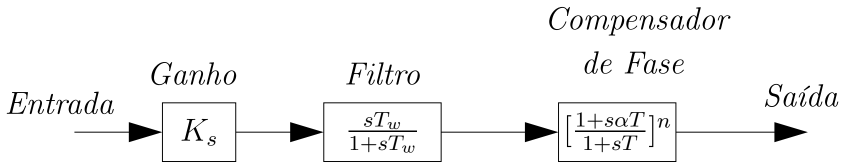


Figura 4.3: Controlador *POD* para equipamentos *FACTS*.

4.3 *TCSC*

Capacitores série tem sido utilizados há décadas para melhorar a estabilidade e aumentar a capacidade de linhas de transmissão de alta tensão [10]. A idéia básica é a de compensar a queda de tensão indutiva na linha através da inserção de uma tensão capacitiva, ou seja, reduzir a reatância efetiva da linha de transmissão. A tensão inserida pelo capacitor série é proporcional e em quadratura com a corrente da linha. Dessa forma, a potência reativa fornecida por ele ao sistema é proporcional ao quadrado da corrente. Isto significa que um capacitor série tem uma característica de auto-regulação, isto é, quando o carregamento do sistema aumenta a potência reativa fornecida pelo capacitor também aumenta [7].

A forma mais simples de se realizar a compensação série é através de capacitores fixos. Entretanto, avanços recentes na eletrônica de potência tornaram possível a utilização de capacitores controláveis que podem realizar essa compensação de forma muito mais generalizada. O *TCSC* é um dos principais controladores *FACTS* utilizados para realizar essa função. A configuração mais comum desse dispositivo emprega reatores controlados a tiristores (*TCR*) em paralelo com um capacitor, conforme está mostrado na Figura 4.4. Através dos disparos dos tiristores a reatância efetiva da linha pode ser continuamente controlada permitindo que os fluxos de potência sejam mantidos em rotas específicas de transmissão [7, 8, 41].

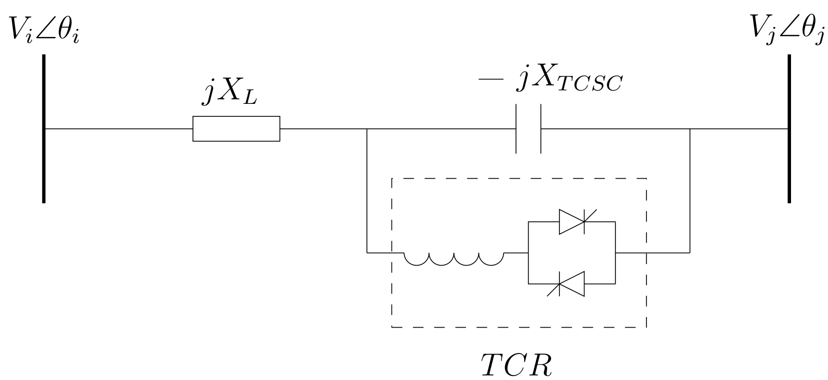


Figura 4.4: *TCSC* conectado ao sistema.

A reatância efetiva da linha de transmissão com compensação série capacitiva é dada por:

$$X_{ij} = X_L - X_{TCSC} = (1-k)X_L \tag{4.2}$$

em que k é o grau de compensação, isto é:

$$k = \frac{X_{TCSC}}{X_L} \ , \ 0 \leq k < 1 \tag{4.3}$$

O fluxo de potência ativa e reativa na linha, da barra i para a barra j, é dado por:

$$P_{ij} = \frac{V_i V_j}{X_{ij}} \sin(\theta_i - \theta_j) \tag{4.4}$$

$$Q_{ij} = \frac{V_i^2}{X_{ij}} - \frac{V_i V_j}{X_{ij}} \cos(\theta_i - \theta_j) \tag{4.5}$$

Pode ser concluído através das equações (4.2) e (4.4) que quanto maior o grau de compensação k maior será a capacidade de transferência de potência da linha. Teoricamente a compensação poderia ser em torno de 100% no caso de uma linha ideal. No entanto, o usual é não utilizar uma compensação reativa em série maior que 75% [8] sendo a mesma, muitas vezes, limitada a 50% devido à problemas relacionados com ressonância subsíncrona.

Além da compensação série e do controle de fluxo de potência em regime, o *TCSC* também pode ser usado para o amortecimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência. Para isso ele deve ser equipado com um controlador *POD*. O modelo dinâmico do *TCSC* para o amortecimento de oscilações é mostrado na Figura 4.5. A compensação de fase ao sinal de entrada é fornecida por dois blocos *lead-lag*, e o atraso de resposta do *TCSC* a um comando de modulação da reatância X_{TCSC} é representado por um bloco de primeira ordem com constante de tempo T_{TCSC}. A entrada X_o determina o valor de X_{TCSC} em regime permanente.

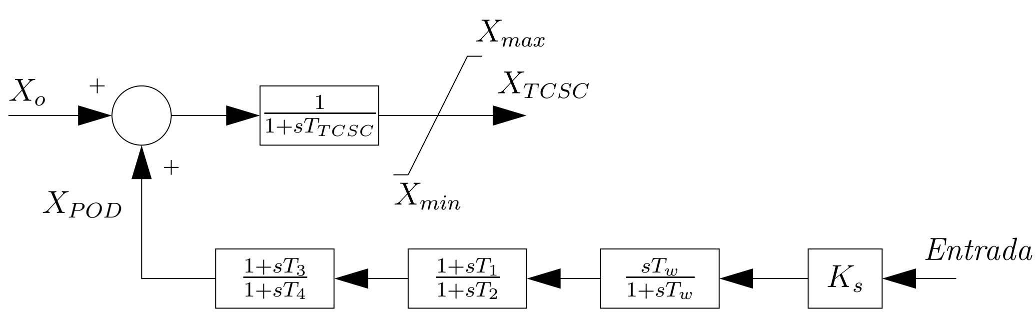


Figura 4.5: Modelo Dinâmico do *TCSC* para amortecimento de oscilações.

4.4 *STATCOM*

O *STATCOM* é conectado em derivação ao sistema através de um transformador de acoplamento e tem como função primordial a regulação da tensão da barra na qual está conectado. Esse equipamento lembra em muitos aspectos um condensador síncrono, porém sem inércia. A troca de potência reativa com o sistema é feita sem a necessidade do chaveamento de bancos de reatores ou capacitores. Isso é possível graças à utilização de conversores fonte de tensão (*VSC - Voltage Source Converter*) que por meio de tiristores *GTO* (*Gate Turn-Off*) convertem uma tensão CC de entrada, fornecida pelo capacitor no lado CC do conversor, em uma tensão (trifásica) senoidal CA de saída na frequência fundamental do sistema. Além de potência reativa, se acoplado à uma fonte de energia apropriada no lado CC, o *STATCOM* também pode trocar (fornecer ou absorver) potência ativa com o sistema [7, 8]. Na Figura 4.6 é mostrado o modelo funcional do *STATCOM*.

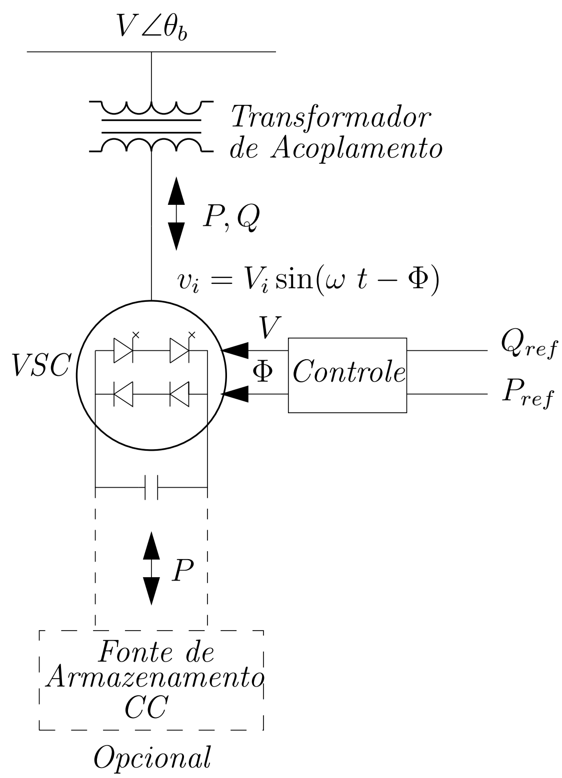


Figura 4.6: Modelo funcional do *STATCOM*.

Nesse trabalho, somente a troca de potência reativa com o sistema será considerada e, portanto, o ângulo da tensão de saída do *VSC* (Φ) é sempre mantido em fase com ângulo da tensão da barra (θ_b). Nesse caso, o *STATCOM* pode ser representado por uma fonte de corrente em derivação [7, 8], e a potência reativa trocada com o sistema é dada por [38, 43]:

$$Q_{STATCOM} = VI_{STATCOM} \tag{4.6}$$

na qual $I_{STATCOM}$ é a corrente que o dispositivo injeta ou drena do sistema sempre mantida em quadratura com a tensão da barra.

A curva característica VxI do *STATCOM* está mostrada na Figura 4.7. Observe que na faixa de operação linear, o *STATCOM* apresenta comportamento semelhante ao *SVC*. Entretanto, quando o limite do modo de operação capacitivo é atingido o *STATCOM* é capaz de manter em níveis elevados a corrente que ele injeta no sistema o que lhe confere melhor desempenho do que o *SVC* no suporte de reativos sobretudo quando o sistema é sujeitado a grandes perturbações.

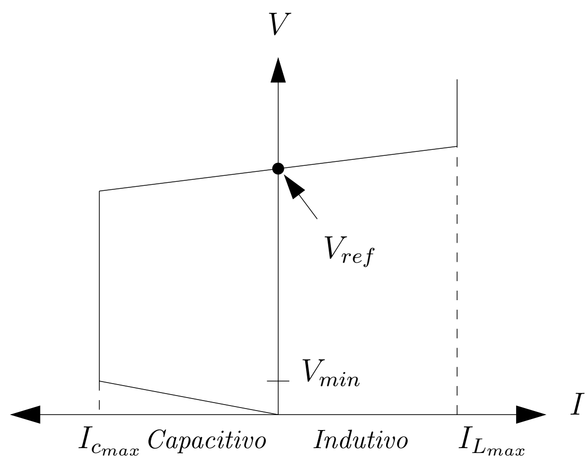


Figura 4.7: Curva característica VxI do *STATCOM*.

Da mesma forma que o *SVC*, o *STATCOM* também pode amortecer oscilações eletromecânicas desde que um sinal suplementar estabilizante seja adicionado à sua malha de controle de tensão. A Figura 4.8 mostra o diagrama de blocos do modelo dinâmico do *STATCOM* considerando o seu regulador de tensão e também o seu controlador *POD* [38, 43, 44]. Nessa figura, K_u representa o ganho do regulador de tensão, $K_{STATCOM}$ o ganho do dispositivo, e $T_{STATCOM}$ a constante de tempo associada ao atraso do circuito de chaveamento dos tiristores *GTO*, cerca de dez vezes menor do que o atraso dos tiristores convencionais [8].

4.5 *SSSC*

O *SSSC* é um dos mais importantes controladores *FACTS*. Assim como o *STATCOM* ele usa a tecnologia *VSC*, porém sua tensão CA de saída é inserida em série com a linha de transmissão. Dessa forma, o comportamento do *SSSC* pode ser similar ao do *TCSC*. A diferença fundamental

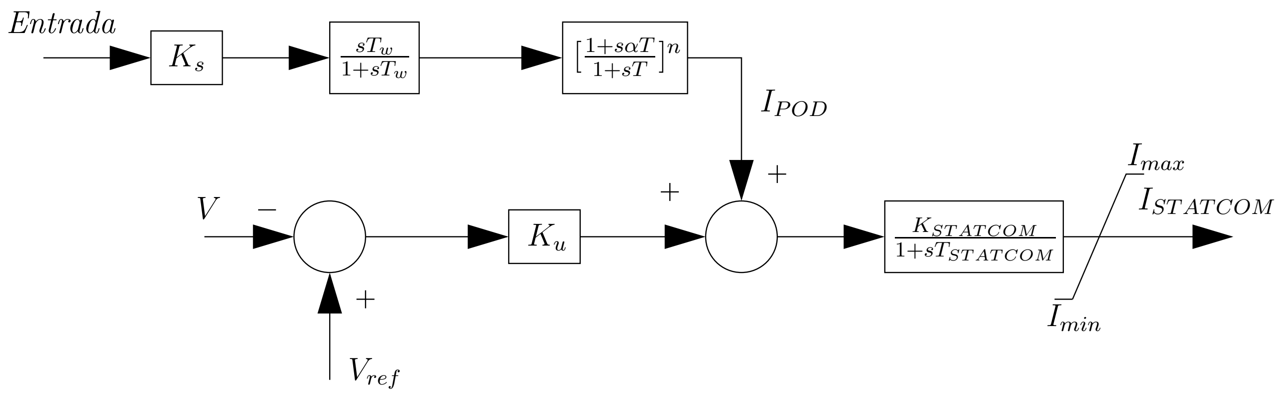


Figura 4.8: Modelo dinâmico do *STATCOM*.

entre eles é que a tensão inserida pelo *SSSC* não está relacionada com a corrente na linha de transmissão e, portanto, pode ser independentemente controlada. Considerando que somente potência reativa é trocada com o sistema, a tensão do *SSSC* está sempre em quadratura com a corrente da linha. Quando sua tensão está atrasada de 90^o em relação a corrente da linha, o *SSSC* funciona como um capacitor série e, contrariamente, quando a sua tensão está adiantada de 90^o ele funciona como um indutor série. Dessa forma, o *SSSC* pode ser considerado uma compensação reativa em série na qual o nível de compensação pode ser variado através do controle de sua tensão de saída [7, 8, 45].

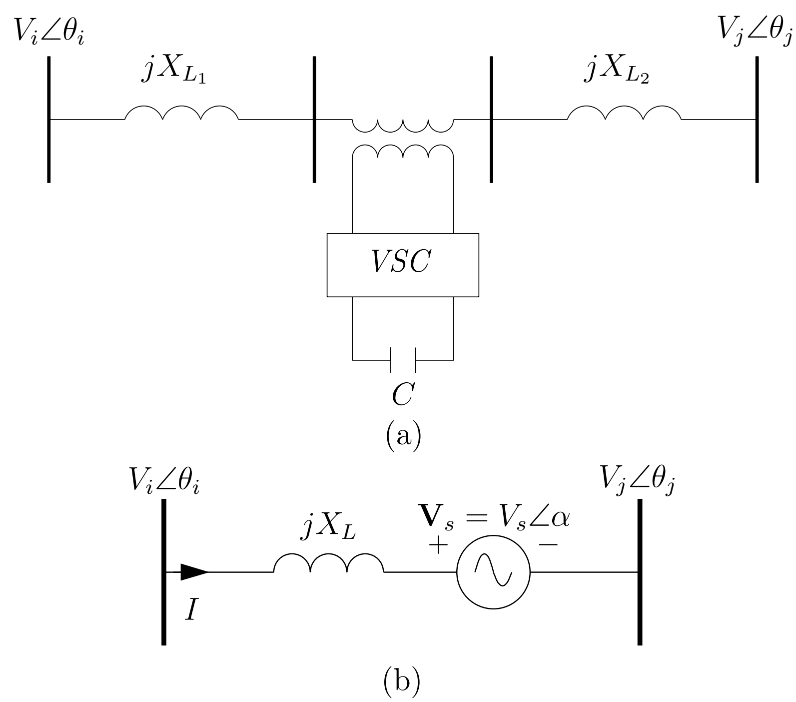


Figura 4.9: (a) Sistema com o *SSSC* conectado (b) Circuito equivalente.

A Figura 4.9 (a) mostra um *SSSC* conectado em série com a linha de transmissão através de um transformador de acoplamento. O circuito equivalente desse sistema é mostrado na Figura 4.9 (b), sendo $\mathbf{V}_s$ a tensão do *SSSC* e X_L a reatância equivalente do sistema na qual pode ser incluída a reatância do transformador de acoplamento.

O diagrama fasorial do sistema para várias condições de operação do *SSSC* é mostrado na Figura 4.10. Note que para $\mathbf{V_i}$ e $\mathbf{V_j}$ conhecidos, a tensão $\mathbf{V}_s$ altera somente a magnitude da corrente $\mathbf{I}$ mas não seu ângulo θ_c [46, 47], o que pode ser claramente visto na Figura 4.10. Para $\mathbf{V}_s = 0$ (Figura 4.10 (a)), a corrente $\mathbf{I}_o$ é dada por:

$$\mathbf{I}_o = \frac{\mathbf{V}_i - \mathbf{V}_j}{jX_L} \tag{4.7}$$

e seu ângulo pode ser escrito como:

$$\theta_c = \tan^{-1}\left[\frac{V_j\cos\theta_j - V_i\cos\theta_i}{V_i\sin\theta_i - V_j\sin\theta_j}\right] \tag{4.8}$$

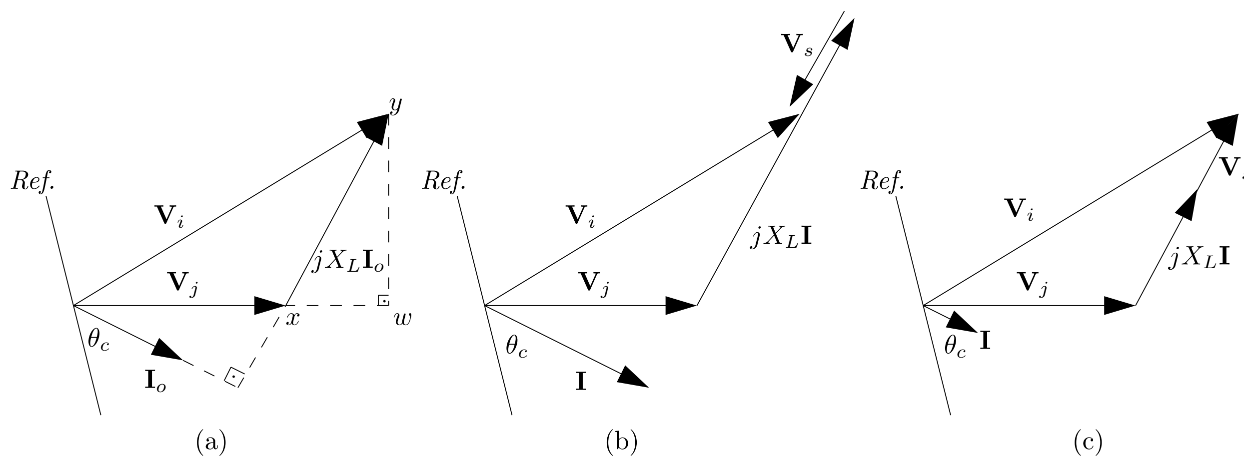


Figura 4.10: Diagrama fasorial do sistema da Figura 4.9: (a) $\mathbf{V_s} = 0$; (b) $\mathbf{V_s}$ atrasada da corrente de 90^o; (c) $\mathbf{V_s}$ adiantada da corrente de 90^o.

A partir da Figura 4.9 (b) a equação geral da corrente pode ser escrita como:

$$\mathbf{I} = \frac{\mathbf{V}_i - \mathbf{V}_s - \mathbf{V}_j}{jX_L} = \left[\frac{\mathbf{V}_i - \mathbf{V}_j}{jX_L}\right] + \left[-\frac{\mathbf{V}_s}{jX_L}\right] = \mathbf{I}_o + \Delta\mathbf{I} \tag{4.9}$$

na qual $\Delta\mathbf{I}$ é o termo de adicional de corrente devido à tensão do *SSSC*. O fluxo de potência na linha da barra i para barra j é dado por:

$$\mathbf{S}_{ij} = \mathbf{V}_i\mathbf{I}^* = \mathbf{S}_{ij_o} + \Delta\mathbf{S}_{ij} \tag{4.10}$$

na qual $\mathbf{S}_{ij_o}$ é o fluxo de potência para $\mathbf{V}_s = 0$ dado por:

$$\mathbf{S}_{ij_o} = P_{ij_o} + jQ_{ij_o} = \frac{V_i V_j}{X_L} \sin\theta_{ij} + j\left[\frac{V_i^2}{X_L} - \frac{V_i V_j}{X_L}\cos\theta_{ij}\right] \tag{4.11}$$

sendo $\theta_{ij} = \theta_i - \theta_j$. As componentes real e imaginária do termo adicional de potência $\Delta\mathbf{S}_{ij}$ em (4.10) devido a tensão $\mathbf{V}_s$ do *SSSC* podem ser escritas como:

$$\Delta P_{ij} = \frac{V_i V_j}{X_L}\sin(\theta_i - \alpha) \tag{4.12}$$

$$\Delta Q_{ij} = -\frac{V_i V_j}{X_L}\cos(\theta_i - \alpha) \tag{4.13}$$

Quando $\mathbf{V}_s$ está atrasada de 90^o em relação a corrente ($\alpha = \theta_c - 90^o$), as equações (4.12) e (4.13) podem ser reescritas da seguinte forma:

$$\Delta P_{ij} = \frac{V_i V_j}{X_L}\cos(\theta_i - \theta_c) \tag{4.14}$$

$$\Delta Q_{ij} = \frac{V_i V_j}{X_L}\sin(\theta_i - \theta_c) \tag{4.15}$$

De (4.8), o termo $\cos(\theta_i - \theta_c)$ de (4.14) pode ser escrito como:

$$\cos(\theta_i - \theta_c) = \frac{V_j}{V_i}\cos(\theta_j - \theta_c) \tag{4.16}$$

Da Figura 4.10 (a) temos que:

$$\cos(\theta_j - \theta_c) = \frac{yw}{xy} \tag{4.17}$$

em que

$$yw = V_i \sin(\theta_{ij}) \tag{4.18}$$

$$xy = \sqrt{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos\theta_{ij}} \tag{4.19}$$

Através das equações (4.14), (4.15) e (4.17) e utilizando (4.18) e (4.19), as componentes real e imaginária do termo adicional de potência devido ao *SSSC* são dadas por:

$$\Delta P_{ij} = \frac{V_i V_j}{X_L} \sin\theta_{ij} \frac{V_s}{\sqrt{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos\theta_{ij}}} \tag{4.20}$$

$$\Delta Q_{ij} = -\frac{V_i (V_j \cos\theta_{ij} - V_i)}{X_L} \frac{V_s}{\sqrt{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos\theta_{ij}}} \tag{4.21}$$

e, finalmente, os fluxos de potência ativa e reativa, podem ser escritos como:

$$P_{ij} = -P_{ji} = \frac{V_i V_j}{X_L} \sin\theta_{ij} \times \left(1 + \frac{V_s}{\sqrt{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos\theta_{ij}}}\right) \tag{4.22}$$

$$Q_{ij} = \frac{V_i}{X_L} (V_i - V_j \cos\theta_{ij}) \times \left(1 + \frac{V_s}{\sqrt{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos\theta_{ij}}}\right) \tag{4.23}$$

$$Q_{ji} = \frac{V_j}{X_L} (V_j - V_i \cos\theta_{ij}) \times \left(1 + \frac{V_s}{\sqrt{V_i^2 + V_j^2 - 2V_i V_j \cos\theta_{ij}}}\right) \tag{4.24}$$

Uma vez que o amortecimento das oscilações eletromecânicas são bastantes favorecidos pelas variações controladas da tensão série na linha, é de se esperar que o *SSSC* tenha uma boa eficiência na realização dessa tarefa. Na Figura 4.11 é mostrado o esquema do *SSSC* equipado com um controlador *POD*. Através da entrada V_{s_o} pode ser definido o modo de operação do equipamento. Esses modos de operação serão detalhadamente discutidos no Capítulo 5.

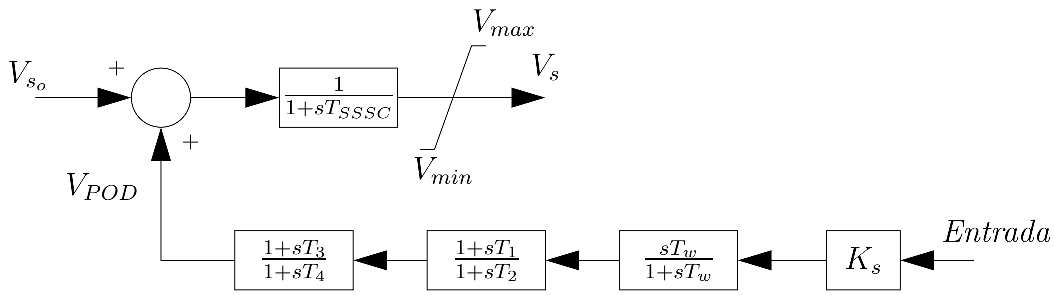


Figura 4.11: Modelo Dinâmico do *SSSC* equipado com um controlador *POD*.

4.6 Inclusão dos Controladores *FACTS* no Modelo do Sistema

Tendo em vista a crescente utilização de controladores *FACTS* em sistemas elétricos, é de extrema importância a avaliação do impacto desses controladores sobre a operação dos sistemas. Essa avaliação normalmente é realizada através da inclusão de seus modelos matemáticos na modelagem do sistema. Para o estudo dos efeitos dos *FACTS* no amortecimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência, muitos pesquisadores têm utilizado o MHP [22, 26]. Isso se deve, principalmente, ao fato deste modelo ser considerado simples, sistemático e didático.

Entretanto, a eliminação da rede inerente ao MHP impõe dificuldades no processo de obtenção do seu modelo expandido que considera a presença de controladores *FACTS* no sistema. Esse processo requer etapas adicionais de eliminação da rede e o modelo resultante perde em simplicidade e didática.

A inclusão de controladores *FACTS* na modelagem do sistema pode ser facilitada por meio do Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP) apresentado no Capítulo 3. Como já mencionado, o MSP permite que a representação de equipamentos que tenham modelagem dinâmica seja feita de forma simples e direta, sem qualquer dificuldade adicional. Dessa forma, o MSP representa uma alternativa mais simples e didática do que o MHP para o estudo dos efeitos dos controladores *FACTS* na estabilidade de ângulo a pequenas perturbações.

Nesta seção será apresentado, como exemplo, o processo de inclusão do *SVC* no MHP. Em seguida, esse mesmo equipamento será incluído no MSP a fim de possibilitar uma comparação entre os dois modelos resultantes, bem como entre os procedimentos realizados em cada abordagem. Também será realizada a inclusão, através do MSP, do *SSSC* com seu controlador *POD* no modelo de um sistema de potência formado por um gerador conectado ao barramento infinito.

4.6.1 Inclusão do *SVC* no Modelo do Sistema de Potência

MHP - *SVC*

Considere o sistema mostrado na Figura 4.12 no qual um *SVC* está instalado na linha de transmissão que conecta o gerador ao barramento infinito. A representação desse sistema através do MHP, requer, antes de tudo, a eliminação da rede e a obtenção de um sistema equivalente constituído somente pelo gerador e por um barramento infinito. A seguir tal procedimento é detalhado.

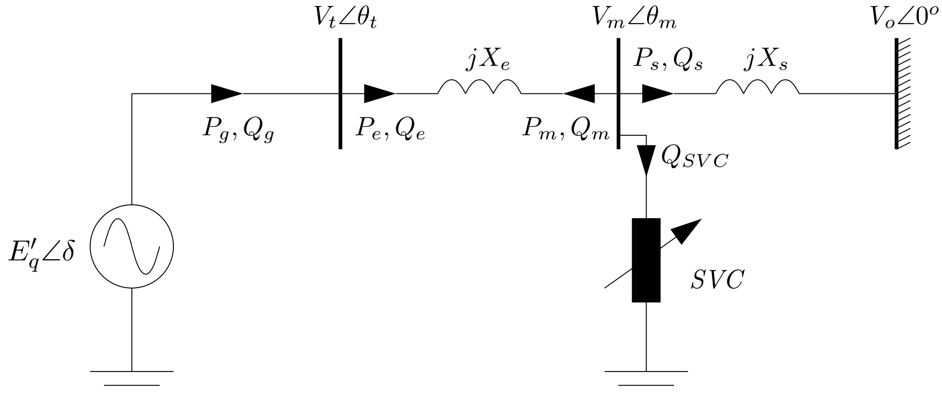


Figura 4.12: Sistema isolado (máquina síncrona - barramento infinito) incluindo um *SVC*.

Sem a instalação do *SVC*, baseando-se na Figura 4.12, a seguinte equação pode ser escrita [25, 39]:

$$\mathbf{V}_t = V_o + j(X_e + X_s)\mathbf{I}_e \tag{4.25}$$

na qual $\mathbf{I}_e$ é a corrente da barra t para a barra m. Nessa configuração (sem o *SVC*), o sistema é conhecido como gerador ligado ao barramento infinito e pode-se escrever [19]:

$$i_q = \frac{V_\infty \sin\delta}{x_q + X_E} \tag{4.26}$$

$$i_d = \frac{E'_q - V_\infty \cos\delta}{x'_d + X_E} \tag{4.27}$$

sendo V_∞ a própria tensão V_o da Figura 4.12.

Quando o *SVC* está instalado no sistema, a equação do circuito pode ser escrita como [39]:

$$\mathbf{V}_m = V_o + jX_s\mathbf{I}_s \tag{4.28}$$

na qual:

$$\mathbf{I}_s = \mathbf{I}_e - \mathbf{I}_{SVC} \tag{4.29}$$

é a corrente da barra m para o barramento infinito, e $\mathbf{I}_{SVC}$ é a corrente que passa pelo *SVC* dada por:

$$\mathbf{I}_{SVC} = jB_{SVC}\mathbf{V}_m \tag{4.30}$$

Manipulando-se as equações (4.28), (4.29) e (4.30) pode-se obter que:

$$\mathbf{V}_m = \frac{V_o + jX_s\mathbf{I}_e}{1 - X_sB_{SVC}} \tag{4.31}$$

Da Figura 4.12 também pode ser obtido:

$$\mathbf{V}_t = \mathbf{V}_m + jX_e\mathbf{I}_e \tag{4.32}$$

e consequentemente:

$$\mathbf{I}_e = \frac{\mathbf{V}_t - \mathbf{V}_m}{jX_e} \tag{4.33}$$

Substituindo (4.31) em (4.32) é obtida a seguinte expressão para a tensão da barra terminal:

$$\mathbf{V}_t = \frac{V_o}{1 - X_sB_{SVC}} + j\left(X_e + \frac{X_s}{1 + X_sB_{SVC}}\right)\mathbf{I}_e \tag{4.34}$$

Comparando-se as equações (4.34) e (4.25) é observado que o sistema mostrado na Figura 4.12, pode ser considerado como sendo um sistema equivalente gerador conectado a um barramento infinito sem o *SVC* [25, 39]. A tensão do barramento infinito e a reatância equivalente da linha de transmissão para esse novo sistema são dados, respectivamente, por:

$$V_\infty = \frac{V_o}{1 - X_sB_{SVC}} \tag{4.35}$$

$$X_E = X_e + \frac{X_s}{1 - X_sB_{SVC}} \tag{4.36}$$

Na Figura 4.13 é mostrado o sistema equivalente obtido após a eliminação da rede. Com a rede eliminada, a próxima etapa é, através da linearização das equações do sistema, calcular os parâmetros do MHP. Além dos seis parâmetros da Figura 2.3 (K_1 a K_6), mais três parâmetros (K_7 a K_9) são obtidos, uma vez que a susceptância do *SVC* (B_{SVC}) deve ser tratada como variável de estado [39]. Essa etapa não será mostrada aqui, mas está detalhadamente apresentada em [39].

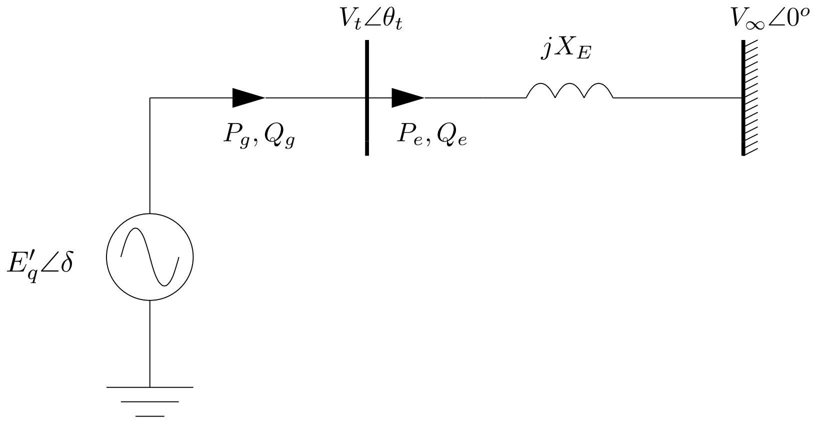


Figura 4.13: Sistema equivalente ao da Figura 4.12 (rede eliminada).

Para se obter uma representação adequada do sistema quando o *SVC* está instalado, também é preciso considerar o controle de tensão realizado pelo *SVC*, conforme o diagrama de blocos da Figura 4.1. Assim, se faz necessário a linearização da equação da tensão da barra na qual o *SVC* está instalado, resultando em mais três parâmetros (C_1, C_2, C_3) do modelo. Esse procedimento também está detalhado em [39].

Após a realização de todos os passos descritos acima, finalmente pode-se obter a representação do sistema da Figura 4.12 linearizado, conforme é apresentado na Figura 4.14. Mesmo o *SVC* sendo representado por um modelo simples de primeira ordem, a sua inclusão na modelagem do sistema acarreta em diversas alterações no MHP. Todos os parâmetros do modelo K_1 a K_9 e C_1 a C_3 estão em função da susceptância B_{SVC}, não sendo possível o aproveitamento de nenhuma equação do modelo MHP "original".

A inclusão de qualquer outro controlador *FACTS* no MHP, implica, de imediato, na realização de todos os passos descritos neste item e nas referências aqui indicadas. A consideração de controladores *POD* nesse modelo também pode ser bastante dificultada, uma vez que os sinais de entrada desses controladores estão, muitas vezes, em função das variáveis da rede que é previamente eliminada na dedução do modelo.

Utilizando-se o MSP, a inclusão dos *FACTS* bem como de seus controladores pode ser significativamente facilitada. Esse modelo permite que esse processo seja realizado de forma simples e direta, sem que seja necessário nenhuma etapa de eliminação da rede ou substituição de variáveis. As facilidades propiciadas pelo MSP poderão ser melhores compreendidas nos próximos ítens, nos quais será feita a inclusão de equipamentos *FACTS* no modelo do sistema de potência.

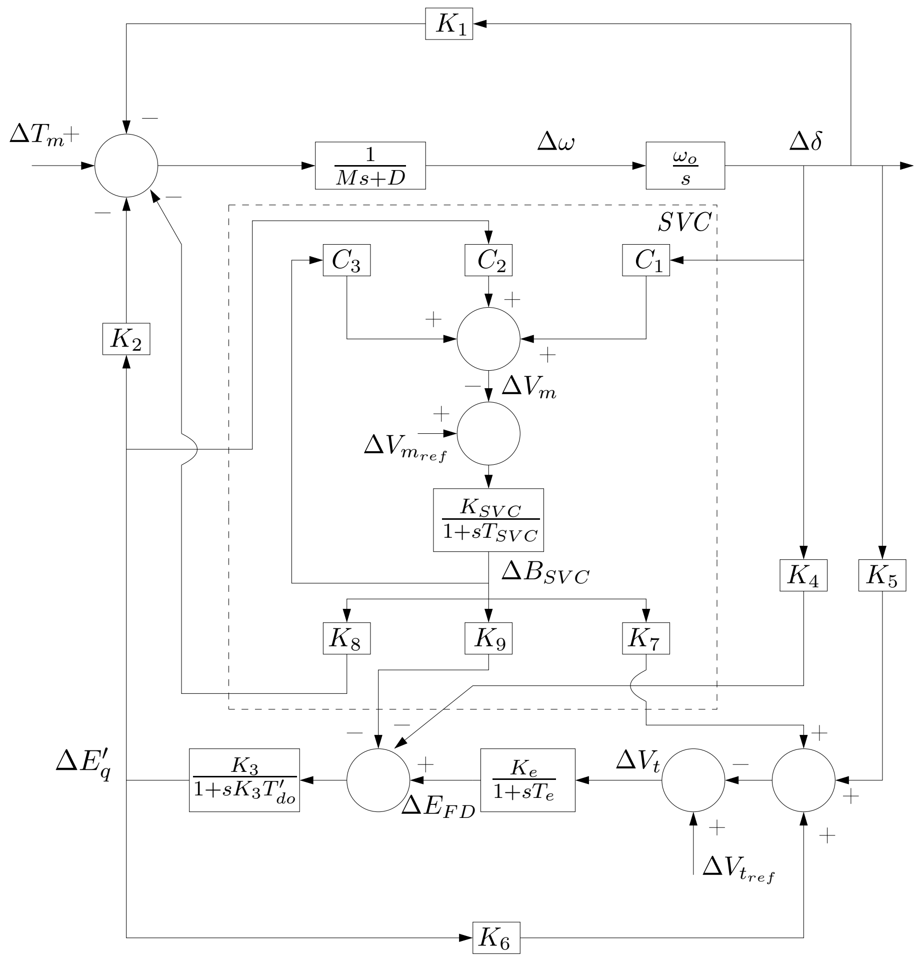


Figura 4.14: MHP com a inclusão de um *SVC*.

MSP - *SVC*

Para o sistema da Figura 4.12, os balanços de potência ativa e reativa na barra terminal do gerador (barra t) e na barra intermediária (barra m) podem ser expressos, respectivamente, por:

$$\begin{aligned} P_g - P_e &= 0 \\ Q_g - Q_e &= 0 \end{aligned} \tag{4.37}$$

e

$$\begin{aligned} -P_m - P_s &= 0 \\ -Q_m - Q_s - Q_{SVC} &= 0 \end{aligned} \tag{4.38}$$

Considerando as expressões de P_g, Q_g e Q_{SVC} dadas, respectivamente, pelo par de equações (3.2) e pela equação (4.1), e as expressões de P_e, Q_e, P_m, Q_m, P_s e Q_s dadas pelas seguintes equações:

$$P_e = \frac{V_t V_m}{X_e}\sin(\theta_t - \theta_m) \tag{4.39}$$

$$Q_e = \frac{V_t^2}{X_e} - \frac{V_t V_m}{X_e}\cos(\theta_t - \theta_m) \tag{4.40}$$

$$P_m = \frac{V_m V_t}{X_e}\sin(\theta_m - \theta_t) \tag{4.41}$$

$$Q_m = \frac{V_m^2}{X_e} - \frac{V_m V_t}{X_e}\cos(\theta_m - \theta_t) \tag{4.42}$$

$$P_s = \frac{V_m V_o}{X_s}\sin\theta_m \tag{4.43}$$

$$Q_s = \frac{V_m^2}{X_s} - \frac{V_m V_o}{X_s}\cos\theta_m \tag{4.44}$$

os pares de equações (4.37) e (4.38) podem ser expressos, respectivamente, pelas seguintes equações incrementais:

$$\begin{aligned} A1_g\Delta(\delta-\theta_t) + A2_g\Delta E'_q + A3_g\Delta V_t - A1_e\Delta(\theta_t-\theta_m) - A2_e\Delta V_t - A3_e\Delta V_m = 0 \\ R1_g\Delta(\delta-\theta_t) + R2_g\Delta E'_q + R3_g\Delta V_t - R1_e\Delta(\theta_t-\theta_m) - R2_e\Delta V_t - R3_e\Delta V_m = 0 \end{aligned} \tag{4.45}$$

e

$$\begin{aligned} &-A1_m\Delta(\theta_m-\theta_t) - A2_m\Delta V_t - A3_m\Delta V_m - A1_s\Delta\theta_m - A2_s\Delta V_m = 0 \\ &-R1_m\Delta(\theta_m-\theta_t) - R2_m\Delta V_t - R3_m\Delta V_m - R1_s\Delta\theta_m - R2_s\Delta V_m - (2B_{SVC}V_m)\Delta V_m - \\ &\qquad - (V_m^2)\Delta B_{SVC} = 0 \end{aligned} \tag{4.46}$$

nas quais os coeficientes $[A_g, A_e, A_m, A_s]$ e $[R_g, R_e, R_m, R_s]$, dados no Apêndice A, representam as sensibilidades locais das funções de potência ativa e reativa em relação às variáveis de estado e algébricas. Uma vez obtidas as equações algébricas que representam a rede, o próximo passo é agregá-las às equações diferencias e suas respectivas entradas (equações (3.8), (3.9), (3.10), (3.11) e (3.12)) conforme realizado no Capítulo 3. É necessário incluir também a equação dinâmica que representa o controle de tensão do *SVC*. Essa equação, obtida através do diagrama de blocos da Figura 4.1, é dada em sua forma linearizada por:

$$\Delta B_{SVC} = \frac{K_{SVC}}{1 + sT_{SVC}}(\Delta V_{m_{ref}} - \Delta V_m) \tag{4.47}$$

na qual $\Delta V_{m_{ref}}$ representa as variações da tensão de referência do sistema de controle do *SVC*. As equações (3.8), (3.9), (3.10), (3.11), (3.12), (4.45), (4.46), e (4.47) representam integralmente o MSP para o sistema da Figura 4.12, podendo serem escritas na seguinte forma matricial:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{E}'_q \\ \Delta\dot{E}_{FD} \\ \Delta\dot{B}_{SVC} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & -\frac{A1_g}{M} & -\frac{A2_g}{M} & 0 & 0 \\ \omega_o & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{K_A}{T'_{do}} & -\frac{X_d}{X'_d T'_{do}} & \frac{1}{T'_{do}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_e} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_{SVC}} \end{bmatrix}}_{J_1} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{FD} \\ \Delta B_{SVC} \end{bmatrix}}_{\Delta x} +$$

$$+ \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{A1_g}{M} & 0 & -\frac{A3_g}{M} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{K_A}{T'_{do}} & 0 & \frac{K_V}{T'_{do}} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{K_e}{T_e} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{K_{SVC}}{T_{SVC}} \end{bmatrix}}_{J_2} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta\theta_t \\ \Delta\theta_m \\ \Delta V_t \\ \Delta V_m \end{bmatrix}}_{\Delta w} + \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{1}{M} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{K_e}{T_e} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{K_{SVC}}{T_{SVC}} \end{bmatrix}}_{\mathcal{B}} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta V_{t_{ref}} \\ \Delta V m_{ref} \end{bmatrix}}_{\Delta u} \tag{4.48}$$

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & A1_g & A2_g & 0 & 0 \\ 0 & R1_g & R2_g & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -V_m^2 \end{bmatrix}}_{J_3} \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{FD} \\ \Delta B_{SVC} \end{bmatrix} +$$

$$+ \underbrace{\begin{bmatrix} -A1_g - A1_e & A1_e & A3_g - A2_e & -A3_e \\ -R1_g - R1_e & R1_e & R3_g - R2_e & -R3_e \\ A1_m & -A1_m - A1_s & -A2_m & -A3_m - A2_s \\ R1_m & -R1_m - R1_s & -R2_m & -R3_m - R2_s - 2B_{SVC}V_m \end{bmatrix}}_{J_4} \begin{bmatrix} \Delta\theta_t \\ \Delta\theta_m \\ \Delta V_t \\ \Delta V_m \end{bmatrix} \tag{4.49}$$

Conforme demonstrado, a inclusão do *SVC* no modelo do sistema da Figura 4.12 através da metodologia proposta pelo MSP é bastante simples e direta, aproveitando muitas equações apresentadas no Capítulo 3. A preservação da estrutura do sistema, inerente ao MSP, evita a realização de passos adicionais para a obtenção de um sistema equivalente. Além do mais, o procedimento descrito aqui pode ser estendido para a consideração de qualquer outro controlador *FACTS* ou dispositivo que tenha modelagem dinâmica. Por exemplo, a representação do *STATCOM* no sistema da Figura 4.12 é conseguida pela substituição da equação algébrica do *SVC* (4.1) pela equação (4.6) em (4.38), e pela substituição da equação (4.47) pela correspondente equação dinâmica do *STATCOM* que pode ser obtida através do diagrama de blocos da Figura 4.8.

4.6.2 Inclusão do *SSSC* no Modelo do Sistema de Potência

Para o sistema mostrado na Figura 4.15, o balanço de potência na barra terminal do gerador é dado por:

$$\begin{aligned} P_g - P_e &= 0 \\ Q_g - Q_e &= 0 \end{aligned} \tag{4.50}$$

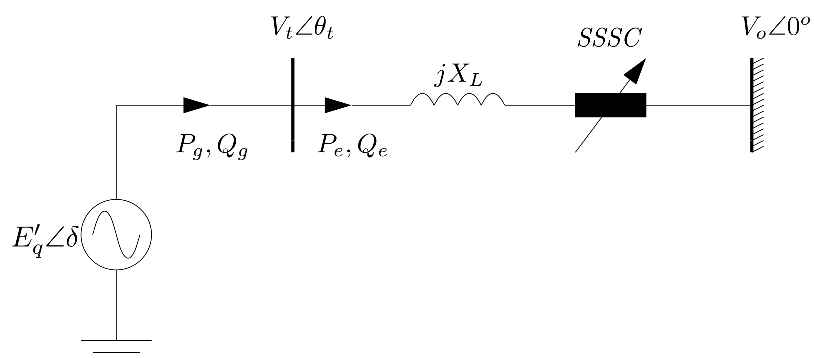


Figura 4.15: Sistema isolado com um *SSSC* acoplado.

Considerando as expressões de P_g e Q_g dadas por (3.2), e as expressões dos fluxos de potência ativa e reativa na linha de transmissão, de acordo com (4.22) e (4.23), dadas por:

$$P_e = \frac{V_t V_o}{X_L}\sin\theta_t \times \left(1 + \frac{V_s}{\sqrt{V_t^2 + V_o^2 - 2V_tV_0\cos\theta_t}}\right) \tag{4.51}$$

$$Q_e = \frac{V_t}{X_L}(V_t - V_o\cos\theta_t) \times \left(1 + \frac{V_s}{\sqrt{V_t^2 + V_o^2 - 2V_tV_o\cos\theta_t}}\right) \tag{4.52}$$

as seguintes equações incrementais de balanço de potência podem ser obtidas:

$$A1_g\Delta(\delta-\theta_t)+A2_g\Delta E'_q+A3_g\Delta V_t-A1_e\Delta\theta_t-A2_e\Delta V_t-A4_e\Delta V_s=0 \tag{4.53}$$

$$R1_g\Delta(\delta-\theta_t)+R2_g\Delta E'_q+R3_g\Delta V_t-R1_e\Delta\theta_t-R2_e\Delta V_t-R4_e\Delta V_s=0 \tag{4.54}$$

nas quais os coeficientes $[A_g,\ A_e]$ e $[R_g,\ R_e]$ são dados no Apêndice A.

O modelo linearizado do *SSSC* com seu controlador *POD* é mostrado na Figura 4.16. O sinal de realimentação do controlador *POD* é o fluxo de potência ativa na linha de transmissão P_e que em sua forma linearizada é dado por:

$$\Delta P_e = A1_e\Delta\theta_t + A2_e\Delta V_t + A4_e\Delta V_s \tag{4.55}$$

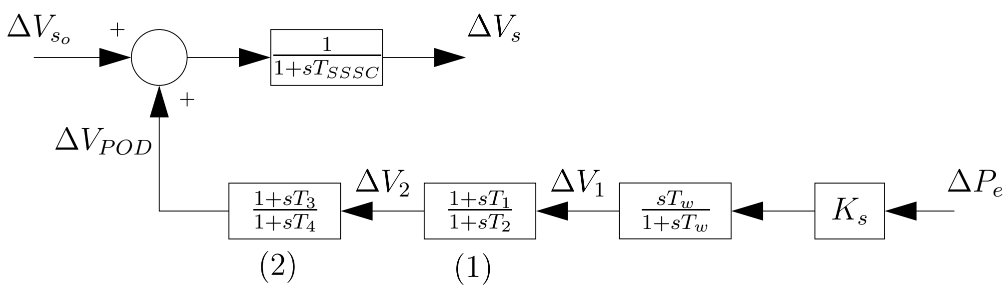


Figura 4.16: Modelo Dinâmico do *SSSC*.

O fato da entrada do *POD* não ser uma variável de estado, requer que o bloco do filtro *washout* e cada bloco *lead-lag* seja divido em dois blocos. A Figura 4.17 mostra esse tratamento sendo aplicado ao bloco *washout*.

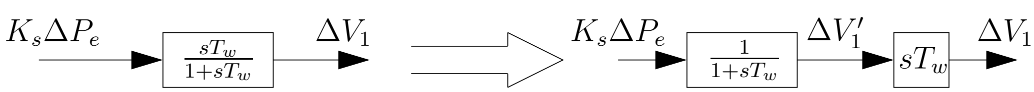


Figura 4.17: Divisão do bloco do filtro *washout*.

Nesse caso, $\Delta V'_1$ é a variável de estado, com

$$\Delta\dot{V}'_1 = \frac{1}{T_w}(K_s\Delta P_e - \Delta V'_1) \tag{4.56}$$

e a saída ΔV_1 é dada por:

$$\Delta V_1 = -\Delta V'_1 + K_s\Delta P_e \tag{4.57}$$

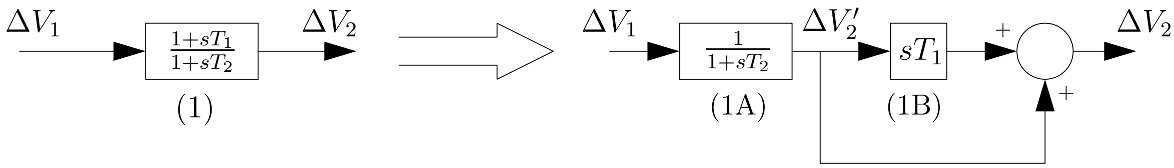


Figura 4.18: Divisão do bloco 1

Da divisão do bloco 1 são obtidas:

$$\Delta\dot{V}_2' = \frac{1}{T_2}(\Delta V_1 - \Delta V_2') \tag{4.58}$$

$$\Delta V_2 = \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right)\Delta V_2' - \frac{T_1}{T_2}\Delta V_1' + \frac{T_1}{T_2}K_s\Delta P_e \tag{4.59}$$

De forma análoga, para o bloco 2, são obtidas:

$$\Delta\dot{V}_{POD}' = -\frac{\Delta V_{POD}'}{T_4} + \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right)\frac{\Delta V_2'}{T_4} - \frac{T_1}{T_2T_4}\Delta V_1' + \frac{T_1K_s}{T_2T_4}\Delta P_e \tag{4.60}$$

$$\Delta V_{POD} = \left(1 - \frac{T_3}{T_4}\right)\Delta V_{POD}' + \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right)\frac{T_3}{T_4}\Delta V_2' - \frac{T_1T_3}{T_2T_4}\Delta V_1' + \frac{T_1T_3K_s}{T_2T_4}\Delta P_e \tag{4.61}$$

e, finalmente, a saída ΔV_s é dada por:

$$\begin{aligned}\Delta\dot{V}_s = \frac{T_1T_3}{T_2T_4}\frac{K_s}{T_{SSSC}}\Delta P_e + \left(1 - \frac{T_3}{T_4}\right)\frac{\Delta V_{POD}'}{T_{SSSC}} + \frac{T_3}{T_4}\left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right)\frac{\Delta V_2'}{T_{SSSC}} - \\ - \frac{T_1T_3}{T_2T_4T_{SSSC}}\Delta V_1' - \frac{\Delta V_s}{T_{SSSC}} + \frac{\Delta V_{s_o}}{T_{SSSC}}\end{aligned} \tag{4.62}$$

sendo ΔP_e é dado pela equação (4.55).

As equações algébricas (4.53), (4.54), em conjunto com as equações diferenciais (3.8), (3.9), (3.10), (4.56), (4.58) (4.60), (4.62) e com as entradas (3.11), (3.12), (4.55), (4.57), (4.59) e (4.61) constituem o MSP para o sistema da Figura 4.15 com o *SSSC* representado pelo modelo dinâmico da Figura 4.16, e sua representação na forma matricial é dada por:

$$
\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{E'}_q \\ \Delta\dot{E}_{FD} \\ \Delta\dot{V}'_1 \\ \Delta\dot{V}'_2 \\ \Delta\dot{V}'_{POD} \\ \Delta\dot{V}_s \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix}
0 & -\frac{A1_g}{M} & -\frac{A2_g}{M} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
\omega_o & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & -\frac{K_A}{T'_{do}} & -\frac{X_d}{X'_d T'_{do}} & \frac{1}{T'_{do}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_e} & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_w} & 0 & 0 & \frac{K_s A4_e}{T_w} \\
0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_2} & -\frac{1}{T_2} & 0 & \frac{K_s A4_e}{T_2} \\
0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{T_1}{T_2 T_4} & \left(1-\frac{T_1}{T_2}\right)\frac{1}{T_4} & -\frac{1}{T_4} & \frac{T_1 K_s A4_e}{T_2 T_4} \\
0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{T_1 T_3}{T_2 T_4 T_{SSSC}} & \left(1-\frac{T_1}{T_2}\right)\frac{T_3}{T_4 T_{SSSC}} & \left(1-\frac{T_3}{T_4}\right)\frac{1}{T_{SSSC}} & \left(\frac{T_1 T_3 K_s}{T_2 T_4 T_{SSSC}} - \frac{1}{T_{SSSC}}\right)
\end{bmatrix}}_{J_1} \cdot
$$

$$
\cdot \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{FD} \\ \Delta V'_1 \\ \Delta V'_2 \\ \Delta V'_{POD} \\ \Delta V_s \end{bmatrix}}_{\Delta x} + \underbrace{\begin{bmatrix}
\frac{A1_g}{M} & -\frac{A3_g}{M} \\
0 & 0 \\
\frac{K_A}{T'_{do}} & \frac{K_V}{T'_{do}} \\
0 & -\frac{K_e}{T_e} \\
\frac{K_s A1_e}{T_w} & \frac{K_s A2_e}{T_w} \\
\frac{K_s A1_e}{T_2} & \frac{K_s A2_e}{T_2} \\
\frac{T_1 K_s A1_e}{T_2 T_4} & \frac{T_1 K_s A2_e}{T_2 T_4} \\
\frac{T_1 T_3 K_s A1_e}{T_2 T_4 T_{SSSC}} & \frac{T_1 T_3 K_s A2_e}{T_2 T_4 T_{SSSC}}
\end{bmatrix}}_{J_2} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta\theta_t \\ \Delta V_t \end{bmatrix}}_{\Delta w} + \underbrace{\begin{bmatrix}
\frac{1}{M} & 0 \\
0 & 0 \\
0 & 0 \\
0 & \frac{K_e}{T_e} \\
0 & 0 \\
0 & 0 \\
0 & 0 \\
0 & \frac{1}{T_{SSSC}}
\end{bmatrix}}_{B} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta V_{t_{ref}} \\ \Delta V_{s_o} \end{bmatrix}}_{\Delta u} \tag{4.63}
$$

$$
\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & A1_g & A2_g & 0 & 0 & 0 & 0 & -A4_e \\ 0 & R1_g & R2_g & 0 & 0 & 0 & 0 & -R4_e \end{bmatrix}}_{J_3} \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{FD} \\ \Delta V'_1 \\ \Delta V'_2 \\ \Delta V'_{POD} \\ \Delta V_s \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} -A1_g - A1_e & A3_g - A2_e \\ -R1_g - R1_e & R3_g - R2_e \end{bmatrix}}_{J_4} \begin{bmatrix} \Delta\theta_t \\ \Delta V_t \end{bmatrix} \tag{4.64}
$$

Como visto, a consideração do fluxo de potência ativa na linha como sinal de entrada do *POD* não implicou em nenhuma dificuldade adicional. Isso deve-se principalmente ao fato de que no processo de dedução do MSP as variáveis algébricas que representam a rede não são eliminadas.

No MHP, a utilização de um sinal local como entrada do estabilizador de um equipamento *FACTS* pode ser dificultada, tendo em vista que na dedução do modelo a rede é previamente eliminada. Assim, por questões de simplicidade, os pesquisadores que trabalham com o MHP utilizam, em muitos trabalhos, o sinal da velocidade do rotor do gerador (sinal remoto) como entrada do controle suplementar dos *FACTS* [12, 23, 26]. Em alguns trabalhos, sinais locais também são utilizados como entrada do *POD*. Entretanto, dependendo das características do sistema, a obtenção de sinais locais (e. g., potência ou corrente na linha) somente em função das variáveis dos geradores pode ser bastante dificultada.

4.7 Projeto do Controlador *POD*

Assim como no caso do *PSS*, várias técnicas de controle moderno estão sendo aplicadas para o projeto dos controladores *POD* na literatura. No entanto, o avanço da teoria de controle observado nos últimos 20 anos não foi acompanhado no campo da aplicação e assim o uso de técnicas de controle clássico ainda predominam nos projetos de controladores nos sistemas de potência atuais [16].

As técnicas mais comumente utilizadas no projeto de controladores *POD* são baseadas em métodos de resposta em frequência e na sensibilidade dos autovalores. Basicamente, o projeto de um controlador para amortecimento de oscilações do tipo mostrado na Figura 4.3 envolve dois passos:

1. calcular a fase a ser compensada pelo estabilizador;

2. determinar o valor do ganho K_s.

Os blocos de compensação de fase do controlador *POD* são projetados de acordo com as seguintes equações:

$$T = \frac{1}{\omega_n \sqrt{\alpha}} \tag{4.65}$$

$$\alpha = \frac{1 - \sin(\varphi/n)}{1 + \sin(\varphi/n)} \tag{4.66}$$

nas quais φ é a fase a ser compensada, ω_n é a frequência do modo a ser amortecido, e n é o número de blocos do compensador de fase. O valor de n é usualmente 1 ou 2, no entanto, se necessário, esse número pode ser maior. O ganho do *POD* é escolhido de modo a atender a taxa de amortecimento requerida para o modo considerado.

A capacidade de controle de um equipamento *FACTS* é relacionada com a localização do mesmo no sistema. Esse aspecto pode ser analisado através do conceito de controlabilidade. Por exemplo, se um controlador *FACTS* estiver situado numa linha de interligação entre áreas, ele terá significante controlabilidade sobre o modo de oscilação associado entre as áreas e pouca controlabilidade sobre os modos locais [16].

Outro aspecto de fundamental importância no projeto de um estabilizador efetivo e robusto é a escolha de um sinal de entrada apropriado. Para conseguir um amortecimento adequado, o sinal de realimentação do controlador deve observar o modo de oscilação a ser amortecido. De preferência esse sinal deve estar disponível localmente, ou possa de alguma forma ser sintetizado a partir de medidas locais. A utilização de sinais locais elimina a necessidade do uso de canais de telecomunicação, reduzindo atrasos de resposta, aumentando a confiabilidade e diminuindo os custos de implementação do controlador [16].

Sinais na linha de transmissão tais como potência ativa, potência reativa, magnitude da corrente ou a magnitude das tensões nas barras são candidatos a serem considerados na escolha do sinal de entrada de um controlador *POD*. Dentre essas possibilidades, a potência ativa e a corrente na linha são os sinais mais comumente abordados na literatura. É importante ressaltar que os parâmetros do controlador *POD* de um mesmo dispositivo *FACTS* serão diferentes para diferentes sinais de entrada.

4.7.1 Critério de Estabilidade de Nyquist

Nesse trabalho, os controladores *POD* serão projetados através do método da resposta em frequência baseado no critério de estabilidade de Nyquist. O critério de Nyquist permite a avaliação da estabilidade de malha fechada de um sistema com realimentação a partir do conhecimento dos pólos e do gráfico da resposta em frequência da função de transferência de malha aberta. Esse item será bastante breve, não tendo como objetivo explicar em todos os seus detalhes o critério de Nyquist que é abordado na maioria dos livros de controle clássico como em Ogata [48], Kuo [49], Dorf e Bishop [50].

Considere o sistema mostrado na Figura 4.19, cuja função de transferência de malha aberta é $G(s)H(s)$ e a função de transferência de malha fechada é dada por:

$$M(s) = \frac{G(s)}{1 + G(s)H(s)} \tag{4.67}$$

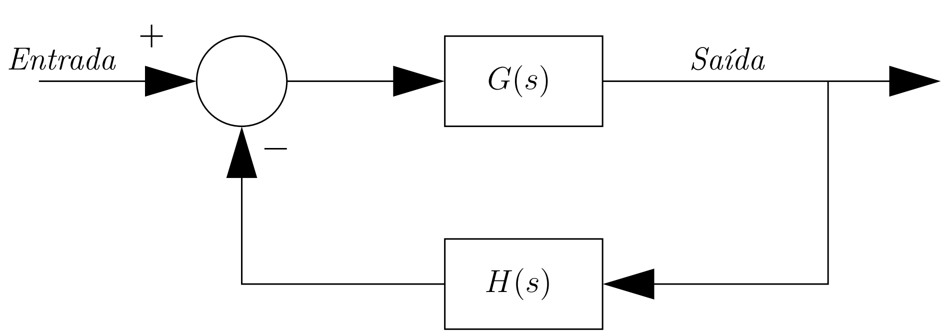


Figura 4.19: Sistema de controle com realimentação.

Baseado no princípio do argumento, o critério de Nyquist estabelece que:

$$N = Z - P \tag{4.68}$$

na qual N é o número de circunscrições do ponto $(-1, j0)$ no sentindo horário feitas pelo gráfico da resposta em frequência de $G(s)H(s)$ quando a frequência varia de $-\infty$ a ∞. P é o número de pólos (ou autovalores) instáveis de $G(s)H(s)$ e Z é o número de zeros de $1 + G(s)H(s)$ no semiplano direito do plano complexo. Observe que os zeros de $1 + G(s)H(s)$ são os pólos da função de transferência em malha fechada dada por (4.67).

Para um sistema estável em malha fechada, temos que $Z = 0$. Assim, de acordo com (4.68), um sistema em malha fechada é estável se o número de circunscrições do ponto $(-1, j0)$ no sentido anti-horário feitas pelo gráfico de Nyquist de $G(s)H(s)$ for igual ao número de pólos instáveis de $G(s)H(s)$, isto é, deve-se ter $N = -P$. O gráfico de Nyquist pode ser obtido somente para valores positivos da frequência, nesse caso o número de circunscrições que garante a estabilidade do sistema em malha fechada é dado por $N/2$.

Nas técnicas clássicas de controle, a estabilidade de um sistema é avaliada através dos conceitos de margens de fase e de ganho. Assim, o estabilizador é sempre projetado de forma a propiciar boas margens de fase e de ganho ao sistema. Ao invés de se utilizar a função $GEP(s)$ dada pela equação (2.12), o *PSS* do gerador também pode ser projetado através do gráfico de Nyquist. Em [31] é mostrado que essas duas metodologias alcançam resultados semelhantes. Em todos os casos, a função de transferência do sistema é representada por $G(s)$, enquanto $H(s)$ é a função de transferência do controlador a ser projetado (*POD* ou *PSS*).

4.7.2 Projeto de Controladores *POD* Usando o MATLAB

Aqui, será detalhado um procedimento que pode ser utilizado para projetar controladores *POD* (e também *PSS*) usando o MATLAB e suas ferramentas de controle. Como exemplo, considere o sistema isolado incluindo um *SVC* mostrado na Figura 4.12 sendo representado através do MSP pelas equações (4.48) e (4.49). Eliminando o vetor de variáveis algébricas Δw e escolhendo a velocidade do rotor $\Delta\omega$ e a potência na linha ΔP_e como variáveis de saída, é obtido o modelo do sistema em variáveis de estado dado por:

$$\begin{aligned} \Delta\dot{x} &= \mathcal{A}\Delta x + \mathcal{B}\Delta u \\ \Delta y &= \mathcal{C}\Delta x + \mathcal{D}\Delta u \end{aligned} \tag{4.69}$$

em que:

$$\Delta x = \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{FD} \\ \Delta B_{SVC} \end{bmatrix} \quad , \quad \Delta u = \begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta V_{t_{ref}} \\ \Delta V_{m_{ref}} \end{bmatrix} \quad , \quad \Delta y = \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta P_e \end{bmatrix}$$

o qual pode ser usado para análise da estabilidade assim como para síntese de estabilizadores.

Usando o MATLAB, o projeto de um controlador *POD* para o *SVC* pode ser realizado por meio do seguinte procedimento:

1. O primeiro passo consiste em se determinar, a partir do carregamento μ, a condição de operação, os coeficientes do MSP e as matrizes $\mathcal{A}$, $\mathcal{B}$, $\mathcal{C}$ e $\mathcal{D}$.

2. Depois, deve ser construído o modelo na forma de espaço de estados usando a sequência de comandos abaixo:

$$\begin{aligned} estados =& \{\ '\omega' \ \ '\delta' \ \ 'E'_q\ ' \ \ 'E_{FD}\ ' \ \ 'B_{SVC}\ ' \ \};\\ entradas =& \{\ 'P_m\ ' \ \ 'V_{t_{ref}}\ ' \ \ 'V_{m_{ref}}\ ' \ \};\\ saidas =& \{\ '\omega' \ \ 'P_e\ ' \ \};\\ sistema =& ss\{A, B, C, D,\ 'statename'\ , estados, ...\\ & \quad 'inputname'\ , entradas,\ 'outputname', saidas\}; \end{aligned}$$

   Observe que foi construído um sistema *MIMO* (*Multiple-Input/Multiple-Output*) com três entradas e duas saídas.

3. Em seguida, calcula-se a frequência natural de oscilação e a taxa de amortecimento dos autovalores associados ao modo eletromecânico utilizando a seguinte função:

$$[\omega_n, \zeta, P] = damp(\mathcal{A});$$

   Nesse passo deve ser verificado se o sistema é estável ou não.

4. Na continuação, obtém-se o sistema *SISO* (*Single-Input/Single-Output*) a partir do sistema *MIMO* "original", que relacione a saída e a entrada de interesse. Utilizando a potência na linha como sinal de entrada do *POD*, esse passo é realizado através do co-

mando:

$$sistema23 = sistema(\ 'P_e\ '\ ,\ 'V_{m_{ref}}\ '\ );$$

note que a função de transferência do *POD* é dada por:

$$POD(s) = \frac{\Delta V_{m_{ref}}(s)}{\Delta P_e(s)};$$

5. Na sequência, é obtido o gráfico de Nyquist da função de transferência de malha aberta $\Delta P_e(s)/\Delta V_{t_{ref}}(s)$ usando o comando:

$$nyquist(-sistema23 * washout);$$

Nesse passo, analisando-se o gráfico de Nyquist, deve ser calculada a fase a ser compensada (φ) pelo *POD* para que se obtenha boa margem de fase. Note que a variável *washout* representa a função de transferência desse filtro que também deve ser levada em conta nos cálculos. Observe também que foi utilizado um sinal negativo para obtenção do gráfico polar. Ocorre que, no MATLAB, o padrão é a realimentação negativa. Entretanto, o sinal estabilizante provindo de um *POD* (ou de um *PSS*) é normalmente considerado como uma realimentação positiva. Por essa razão, em muitos projetos, o sinal negativo deve ser utilizado. Uma vez determinado φ, os parâmetros dos blocos *lead-lag* são calculados usando as equações (4.65) e (4.66).

6. Por último, deve-se determinar o valor do ganho K_s que forneça adequada margem de ganho ao sistema. Esse passo é realizado com a ajuda do editor de lugar das raízes do MATLAB através da função:

$$rlocus(-sistema23 * washout * leadlag);$$

Aqui, o par de autovalores complexo-conjugado referente ao modo eletromecânico é movido para a esquerda de forma a se obter o amortecimento desejado e, consequentemente, bom desempenho do sistema em malha fechada.

No Capítulo 5 esse procedimento é usado na síntese de diversos estabilizadores, considerando-se diferentes sistemas e equipamentos *FACTS*.

Capítulo 5

Simulações, Análises e Resultados

5.1 Introdução

NESSE capítulo são realizados estudos do problema de oscilações eletromecânicas de baixa frequência explorando o potencial do MSP na forma de espaço de estados apresentada no Capítulo 3. A análise da estabilidade angular a pequenas perturbações e o projeto dos estabilizadores *PSS* e *POD* são baseados na análise modal, bifurcações de Hopf, gráficos do lugar das raízes, e técnicas de resposta no domínio da frequência e do tempo. Análises via torque de amortecimento também são realizadas.

Todo estudo, assim como o projeto dos controladores, é realizado utilizando o programa MATLAB e seus *toolboxes* de controle (conforme detalhado no Capítulo 4), os quais juntamente com o MSP constituem um pacote de ferramentas bastante didático, prático e útil para análise e compreensão do problema. Três sistemas teste largamente utilizados na literatura são considerados. Em todos eles os modos críticos são os eletromecânicos. O capítulo é escrito de forma tutorial permitindo que outros possam reproduzir ou estender os resultados aqui apresentados.

5.2 Sistema Isolado

O sistema mostrado na Figura 5.1 compreende um gerador síncrono conectado a um barramento infinito através de uma longa linha de transmissão na qual pode estar instalado um *SVC* ou um *TCSC*. O ponto de operação considerado corresponde a uma condição de carregamento na qual o gerador está fornecendo $0,6$ p.u. de potência ativa ao barramento infinito. Os dados do gerador (modelo de 3ª ordem), da linha de transmissão, do regulador automático de tensão (modelo de 1ª ordem), do *SVC* e do *TCSC* são apresentados nas Tabelas 5.1 e 5.2.

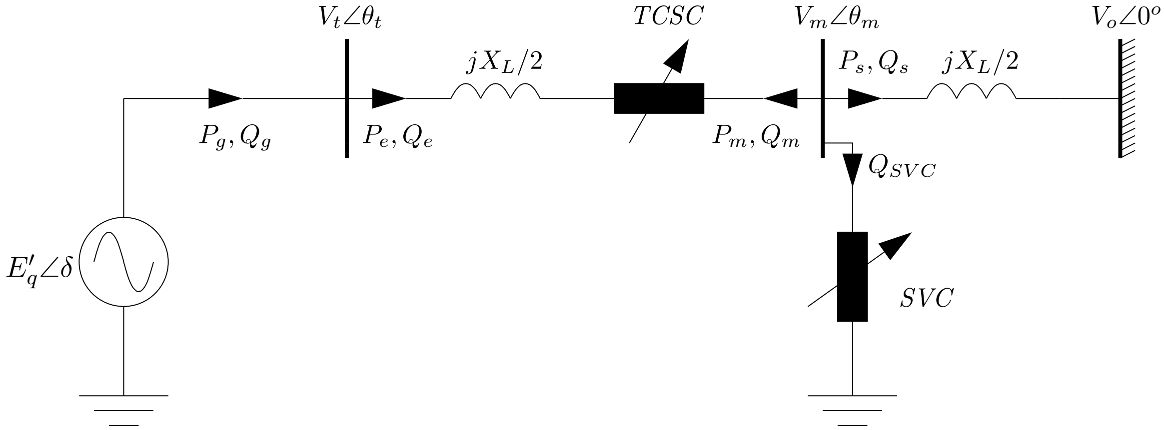


Figura 5.1: Sistema isolado incluindo um *SVC* ou um *TCSC*.

Tabela 5.1: Parâmetros do Gerador, regulador de tensão e linha de transmissão.

H [s]	D [p.u.]	X_d [p.u.]	X'_d [p.u.]	X_q [p.u.]	T'_{d0} [s]	K_e [p.u./p.u]	T_e [s]	X_L [p.u.]
5	0	1,6	0,32	1,55	6,0	100	0,05	0,7

Tabela 5.2: Parâmetros do *SVC* e do *TCSC*.

K_{SVC} [p.u./p.u.]	T_{SVC} [s]	T_{TCSC} [s]
100	0,05	0,05

5.2.1 Análise dos Autovalores

A Tabela 5.3 mostra os autovalores associados ao modo eletromecânico para diferentes configurações do sistema. É observado que no caso do sistema sem controladores *FACTS* o modo eletromecânico tem amortecimento negativo (sistema instável). No caso do *SVC* ou do *TCSC* instalado o sistema é estável, porém o modo eletromecânico é pobremente amortecido (ζ $< 5\%$). Para cada uma das três configurações do sistema, será considerada uma alternativa para providenciar amortecimento adequado ao modo eletromecânico conforme descrito na Tabela 5.4.

Tabela 5.3: Autovalores associados ao modo eletromecânico.

Configuração	Autovalor	Taxa de amortecimento [%]
Sem *FACTS*	$+\,0,056 \pm j5,320$	$-1,0$
Com *SVC*	$-\,0,117 \pm j5,191$	$+2,3$
Com *TCSC*	$-\,0,264 \pm j6,094$	$+4,3$

Tabela 5.4: Soluções consideradas para amortecimento efetivo do modo eletromecânico.

Configuração	Solução
Sem *FACTS*	controlador *PSS* no sistema de excitação do gerador
Com *SVC*	controlador *POD* na malha de controle de tensão do *SVC*
Com *TCSC*	controlador *POD* modulando a reatância do *TCSC*

5.2.2 Amortecimento de Oscilações Usando um *PSS*

Como abordado anteriormente, o projeto de um *PSS* clássico (vide Figura 2.12) consiste basicamente na determinação da fase a ser compensada e do ganho K_{PSS}. Na Figura 5.2 está o diagrama esquemático que mostra o controlador *PSS* sendo adicionado ao modelo do sistema de potência.

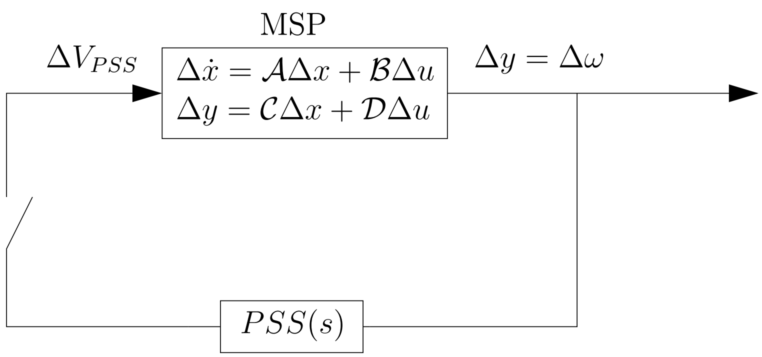


Figura 5.2: Diagrama mostrando o controlador *PSS* sendo adicionado ao sistema.

Na Figura 5.3 é mostrado o diagrama de Nyquist (somente frequências positivas são mostradas) da função de transferência de malha aberta $\Delta\omega(s)/\Delta V_{PSS}(s)$ que relaciona os desvios de velocidade do rotor com a tensão de referência do regulador de tensão. O sistema com essa configuração (sem *FACTS*) tem um par de autovalores instáveis (vide Tabela 5.3). Assim $P = 2$ e de acordo com o critério de estabilidade de Nyquist o gráfico polar da função de transferência $(\Delta\omega(s)/\Delta V_{PSS}(s)).PSS(s)$ deve circunscrever o ponto $(-1, j0)$ no sentido anti-horário ($N = -2$) para que a estabilidade do sistema em malha fechada ($Z = 0$) seja assegurada.

O *PSS* deve fornecer por volta de 34^o de compensação em avanço na frequência crítica de $5,32$ rad/s para que o diagrama de Nyquist resultante seja aproximadamente simétrico em relação ao eixo real, resultando em uma boa margem de fase. Após aplicada a compensação de fase correta, o valor do ganho do estabilizador pode ser facilmente ajustado com a ajuda do editor de lugar das raízes do *toolbox* de controle do *MATLAB*. Na Figura 5.4 (a) está ilustrado esse procedimento, no qual o ganho K_{PSS} foi selecionado de modo a obter um amortecimento de 10%. A Figura 5.4 (b) mostra o diagrama de Nyquist resultante da aplicação do *PSS*.

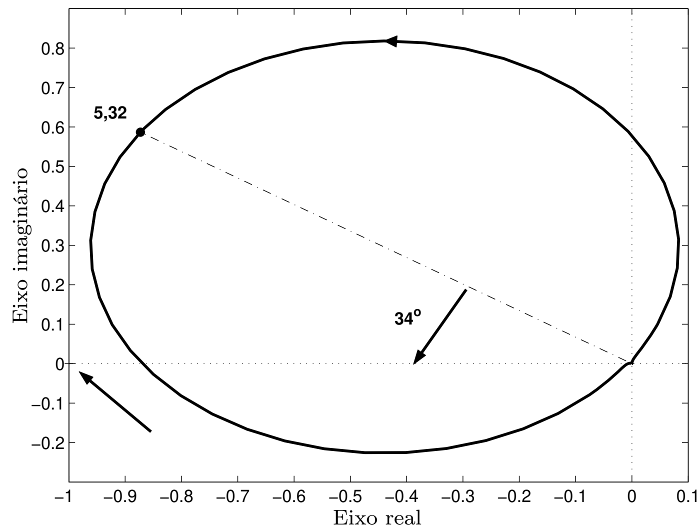


Figura 5.3: Diagrama de Nyquist de $\Delta\omega(s)/\Delta V_{PSS}(s)$.

A função de transferência do *PSS* projetado de acordo com o procedimento descrito é dada por:

$$PSS_1(s) = 4,1\frac{10s}{1+10s}\left(\frac{1+s0,254}{1+s0,139}\right)^2 \qquad (5.1)$$

A Figura 5.5 apresenta o gráfico da velocidade do rotor em função do tempo, considerando o sistema sem e com *PSS*. Essa resposta é obtida aplicando-se um degrau de 1% na potência mecânica do gerador no carregamento de 0,6 p.u.. No caso do sistema sem o *PSS* é observado a ocorrência de instabilidade oscilatória, já com o *PSS* as oscilações eletromecânicas são adequadamente amortecidas.

Um estabilizador robusto deve garantir amortecimento não somente no ponto de operação para o qual foi projetado e sim para uma larga faixa de pontos de operação do sistema. Na Figura 5.6 é mostrada a variação do coeficiente de torque de amortecimento T_d em função do carregamento P_g. É mostrado que com o *PSS* instalado, o torque de amortecimento no eixo do gerador é maior em toda faixa de operação analisada e que T_d é máximo próximo do ponto de operação para o qual o *PSS* foi projetado. O carregamento no qual T_d se anula é o limite de estabilidade a pequenas perturbações do sistema. É observado que o *PSS* estende consideravelmente o limite de estabilidade do sistema através da introdução de torque de amortecimento suplementar. O procedimento realizado para decomposição do torque elétrico em componentes sincronizante e de amortecimento usando a forma de estado do MSP é detalhadamente descrito no Apêndice B.

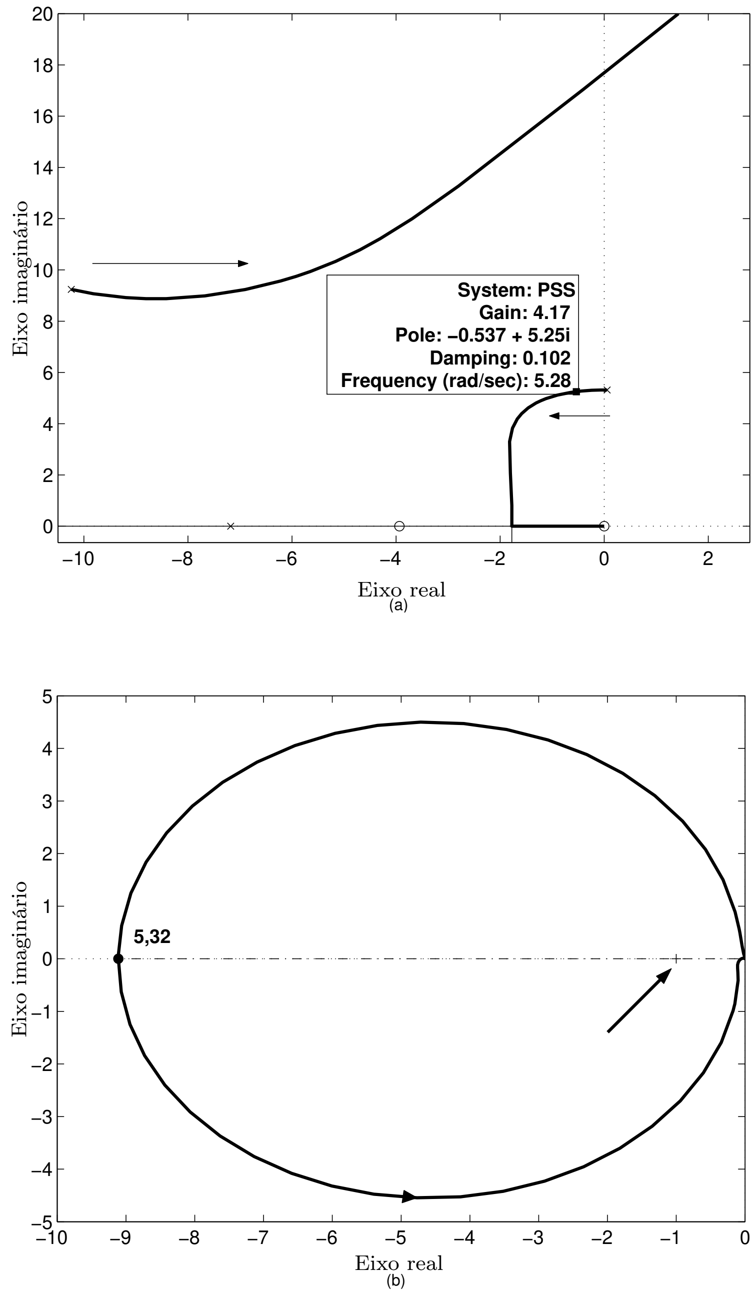


Figura 5.4: (a) Lugar das raízes, (b) Diagrama de Nyquist de $(\Delta\omega(s)/\Delta V_{PSS}(s)).PSS_1(s)$.

Similar informação à fornecida pela Figura 5.6 é obtida através da monitoração dos autovalores da matriz de estado $\mathcal{A}$. A Figura 5.7 ilustra a trajetória da parte real dos autovalores do modo eletromecânico (uma medida direta do amortecimento) para sucessivos incrementos no carregamento. O carregamento para o qual esses autovalores alcançam o eixo imaginário

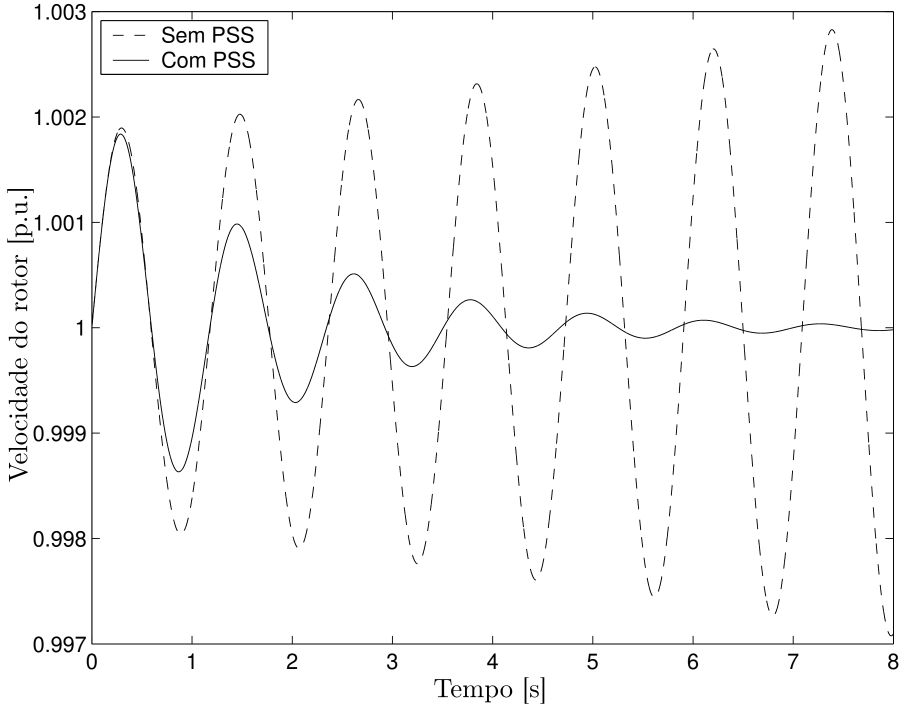


Figura 5.5: Velocidade do rotor ($P_g = 0,6$ p.u.).

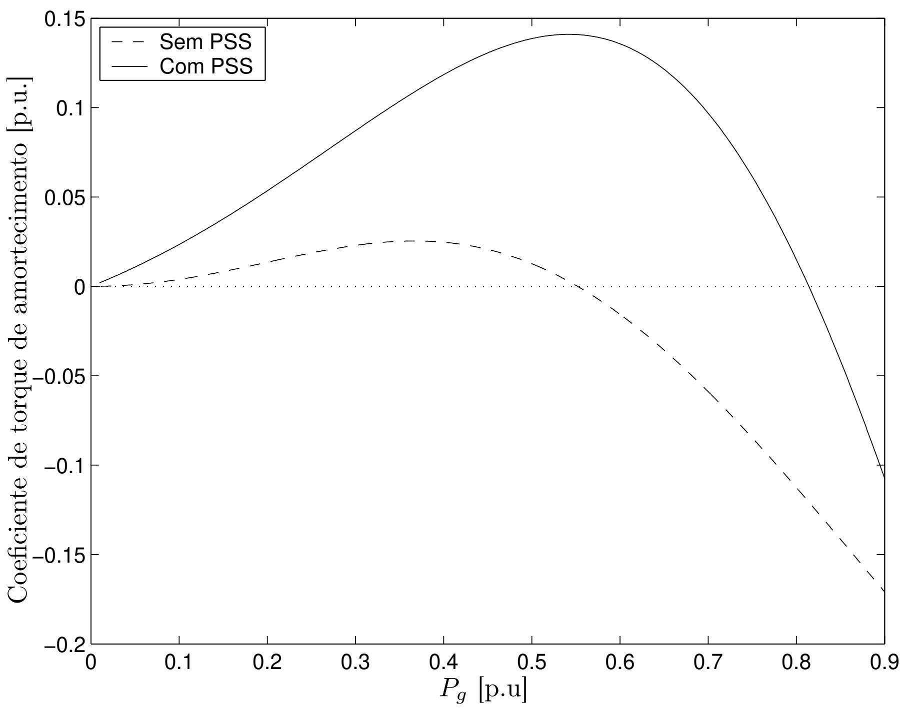


Figura 5.6: Coeficiente de torque de amortecimento (T_d).

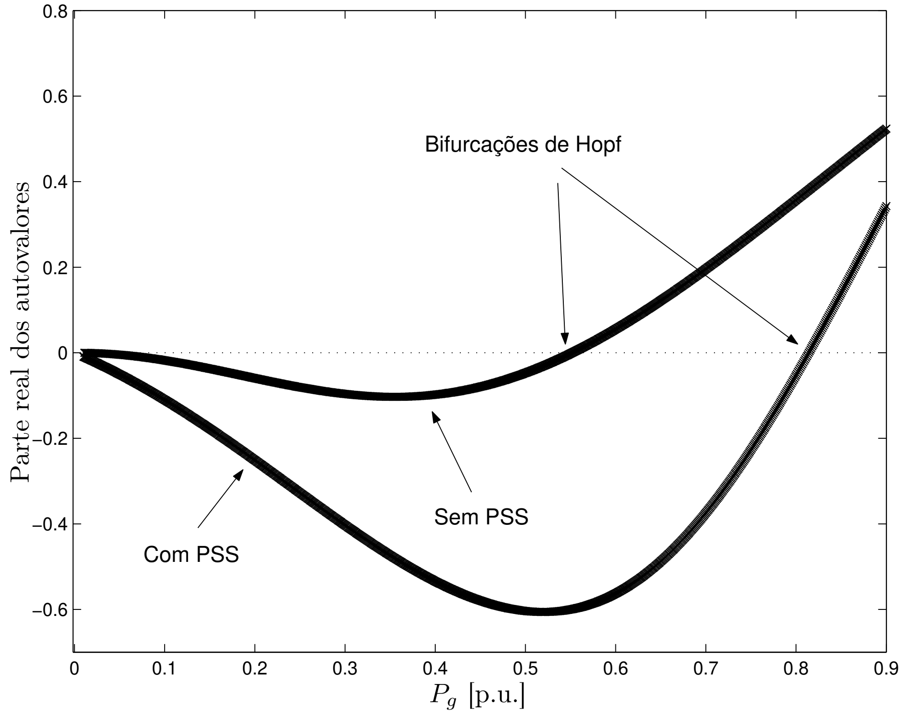


Figura 5.7: Trajetória da parte real dos autovalores associados ao modo eletromecânico.

($\sigma = 0$), o mesmo para o qual T_d se anula, é denominado de ponto de bifurcação de Hopf e define o carregamento para qual o sistema torna-se instável. Os limites de estabilidade para as duas configuração analisadas são precisamente fornecidos na Tabela 5.5. No restante desse capítulo, devido a sua direta extensão para consideração de sistemas multimáquinas, a análise via monitoração dos autovalores críticos do sistema terá preferência em relação a análise via torque de amortecimento.

Tabela 5.5: Limites de estabilidade em p.u..

Sem *PSS*	Com *PSS*
0,55	0,81

5.2.3 Amortecimento de Oscilações Usando o *SVC*

A introdução de sinais estabilizantes na malha de controle de tensão do *SVC* pode efetivamente amortecer oscilações eletromecânicas. A Figura 5.8 mostra um diagrama esquemático que descreve a dinâmica completa do sistema de potência com o controlador *POD* do *SVC* sendo adicionado ao modelo. O sinal da potência na linha de transmissão é utilizado como entrada do *POD*. Todos gráficos polares mostrados aqui são para a condição de malha fechada do controle de tensão do *SVC*.

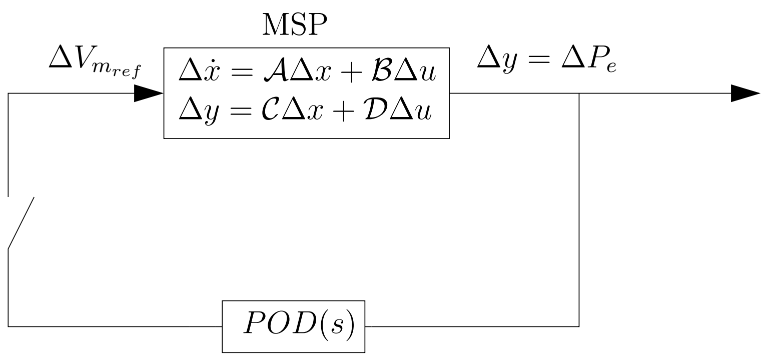


Figura 5.8: Diagrama mostrando o controlador POD do SVC sendo adicionado ao sistema.

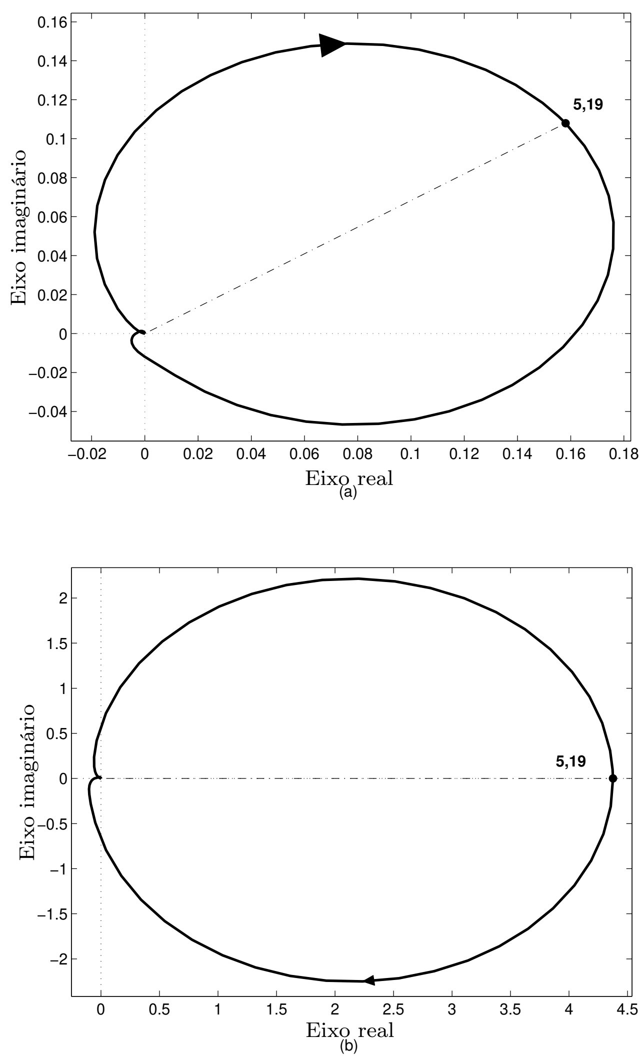


Figura 5.9: Diagramas de Nyquist: (a) $\Delta P_e(s)/\Delta V_{m_{ref}}(s)$, (b) $(\Delta P_e(s)/\Delta V_{m_{ref}}(s)).POD_1(s)$.

Com o *SVC* o sistema em malha aberta não possui pólos instáveis (vide Tabela 5.3). O diagrama de Nyquist da função de transferência de malha aberta $\Delta P_e(s)/\Delta V_{m_{ref}}(s)$ é mostrado na Figura 5.9 (a). Nesse caso $N = 0$, e a fase a ser compensada é calculada de forma que o gráfico polar fique o mais distante possível do ponto de instabilidade $(-1, j0)$. Assim, o ponto de frequência crítica é realocado para eixo real através de um atraso de φ graus obtendo, assim, a função de transferência compensada mostrada na Figura 5.9 (b) para a qual o ganho do *POD* foi ajustado, usando o gráfico do lugar das raízes, de forma a obter a taxa de amortecimento desejada (10%). A função de transferência do *POD* projetado é dada por:

$$POD_1(s) = 42\frac{10s}{1+10s}\left(\frac{1+s0,142}{1+s0,261}\right)^2 \tag{5.2}$$

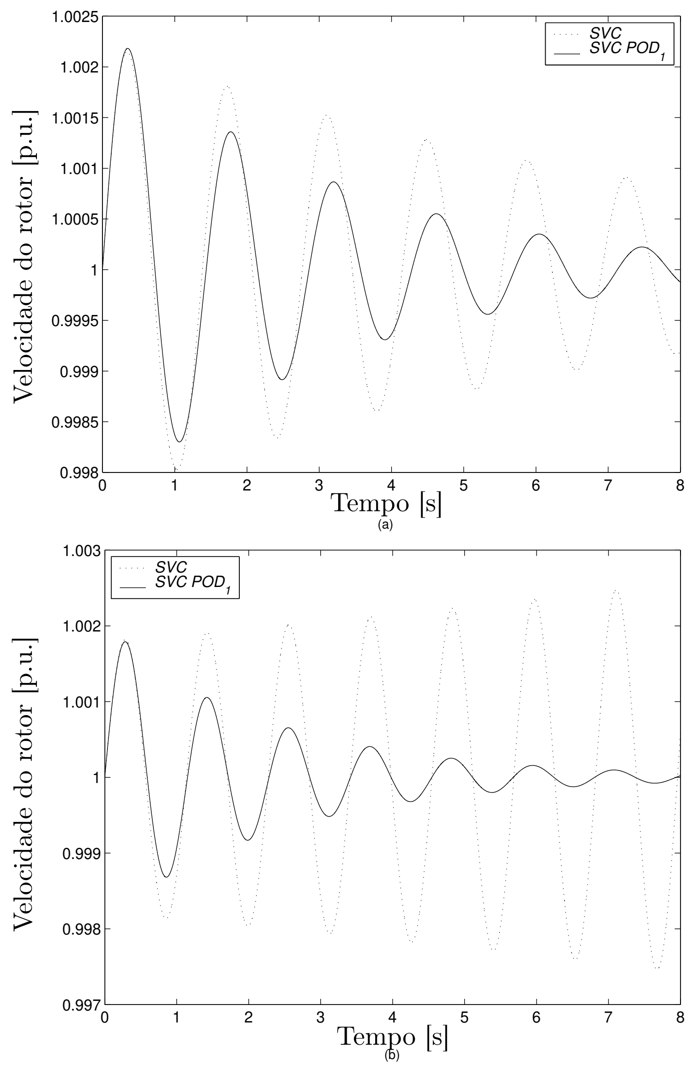


Figura 5.10: Velocidade do rotor: (a) $P_g = 0,3$ p.u., (b) $P_g = 0,8$ p.u..

Na Figura 5.10 são apresentados os gráficos da resposta ao degrau de 10% na potência mecânica do gerador para dois diferentes pontos de operação (0,3 e 0,8 p.u.). Nesses gráficos pode ser observado o bom desempenho para amortecimento de oscilações do SVC equipado com o controlador POD_1. Deve ser ressaltado que esse desempenho é proporcional ao ganho do estabilizador e, portanto, pode ser ainda mais melhorado através do aumento desse ganho.

A Figura 5.11 mostra a trajetória da parte real dos autovalores associados ao modo eletromecânico e a Tabela 5.6 fornece os limites de estabilidades obtidos. É visto que o estabilizador POD_1 aumenta significativamente o limite de estabilidade do sistema e que o máximo amortecimento do modo eletromecânico é atingido próximo do ponto de operação considerado no projeto do estabilizador, ou seja, 0,6 p.u..

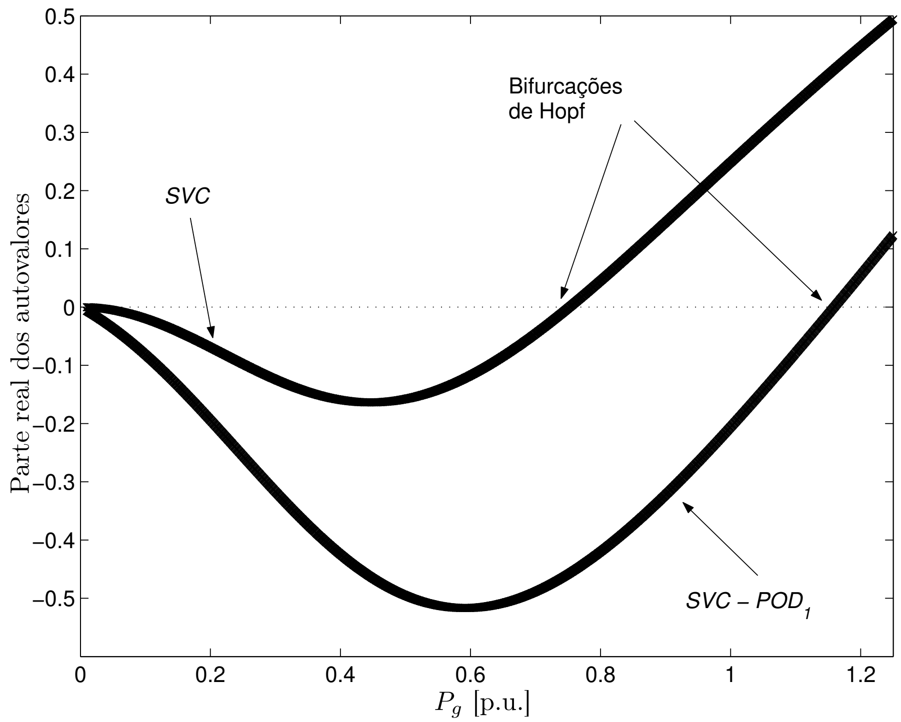


Figura 5.11: Trajetória parte real dos autovalores associados ao modo eletromecânico.

Tabela 5.6: Limites de estabilidade em p.u..

SVC	SVC - POD_1
0,75	1,15

5.2.4 Amortecimento de Oscilações Usando o *TCSC*

O modo eletromecânico pode ser eficientemente amortecido através da modulação da reatância série do *TCSC*. Na Figura 5.12 é mostrado o diagrama de blocos que descreve a dinâmica do sistema com o *POD* do *TCSC* sendo adicionado ao modelo. Dois sinais, a velocidade do rotor e o fluxo de potência na linha, estão disponíveis para serem usados como entrada do estabilizador.

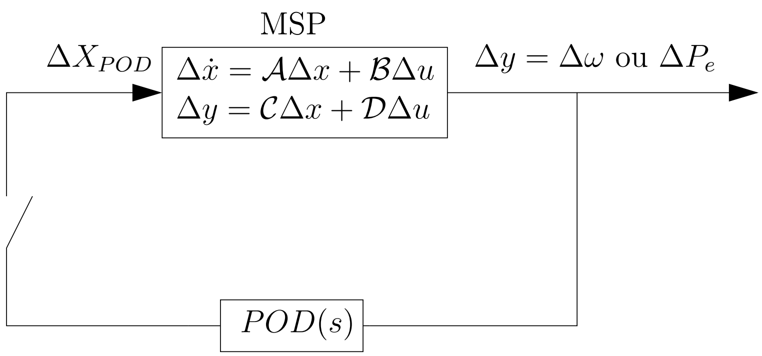


Figura 5.12: Diagrama mostrando o controlador *POD* do *TCSC* sendo adicionado ao sistema.

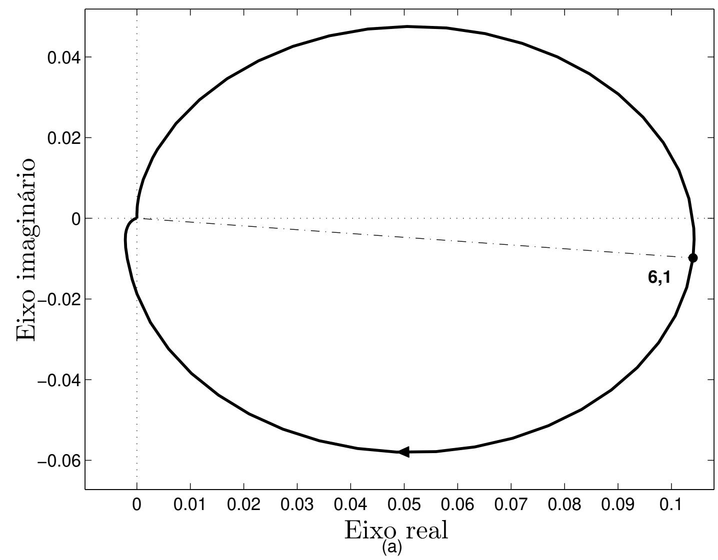
O nível de compensação série aplicado é de 50% ($k = 0,5$). Para essa situação o sistema em malha aberta é estável, porém o modo eletromecânico é mal amortecido (Tabela 5.3). A velocidade do rotor é inicialmente escolhida como sinal de entrada do estabilizador. O gráfico de Nyquist na Figura 5.13 (a) mostra que esse sinal precisa de uma compensação em avanço mínima, em torno de 5^o. Esse resultado está de acordo com a prática em uso: através de um ganho proporcional é fornecido torque de amortecimento puro quando a entrada do controlador é a velocidade do rotor ou a frequência do sistema e sua saída afeta a potência ativa [41, 51, 52].

O estabilizador $POD_2(s)$ é projetado para fornecer compensação de fase e ganho adequados ao sinal da velocidade de modo a alcançar um bom desempenho em malha fechada ($\zeta = 10\%$), conforme mostrado na Figura 5.13 (b). A função de transferência desse estabilizador é dada por:

$$POD_2(s) = 11,2\frac{10s}{1+10s}\left(\frac{1+s0,172}{1+s0,156}\right) \tag{5.3}$$

O uso da velocidade do rotor como entrada do *POD* requer um sistema de telecomunicação implicando em custos adicionais e menor confiabilidade ao sistema de controle. Em busca de redução de custos e melhoria na confiabilidade, é sempre preferível o uso sinais disponíveis localmente. Agora será considerado o caso do sinal de entrada do estabilizador ser um sinal local, a potência ativa na linha P_e.

A análise do gráfico da Figura 5.14 (a) mostra que o estabilizador derivado de P_e precisa fornecer uma considerável compensação de fase: é requerido um atraso de 85^o na frequência de



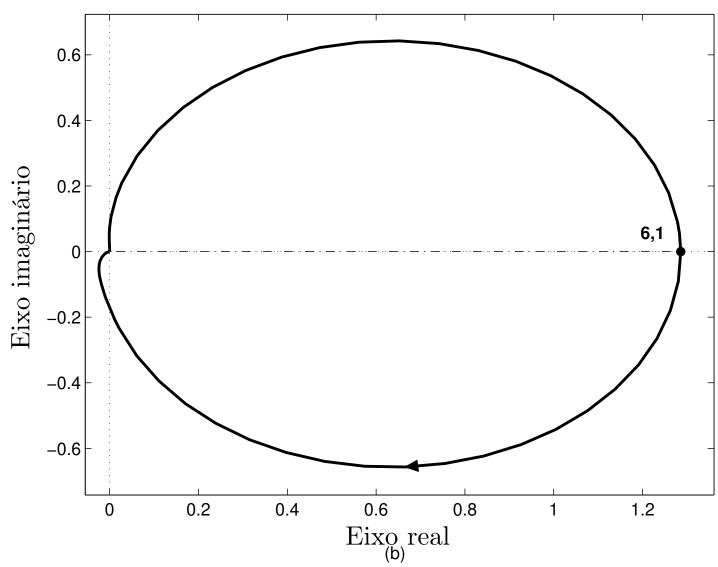


Figura 5.13: Gráficos de Nyquist: (a) $\Delta\omega(s)/\Delta X_{POD}(s)$, (b) $(\Delta\omega(s)/\Delta X_{POD}(s)).POD_2(s)$.

ressonância de $6,1$ rad/s. Na Figura 5.14 (b) é mostrado o diagrama de Nyquist do sistema adequadamente compensado, que agora possui boas margens de fase e de ganho.

A função de transferência do POD_3 é dada por:

$$POD_3(s) = 1,09\frac{10s}{1+10s}\left(\frac{1+s0,072}{1+s0,371}\right)^2 \tag{5.4}$$

A eficiência dos estabilizadores, POD_2 e POD_3, é verificada através dos gráficos da resposta ao degrau de 1% na potência mecânica do gerador mostrados nas Figuras 5.15 (a) e (b). Nesses gráficos, verifica-se que esses estabilizadores tem boa eficiência, e que seus desempenhos são praticamente iguais.

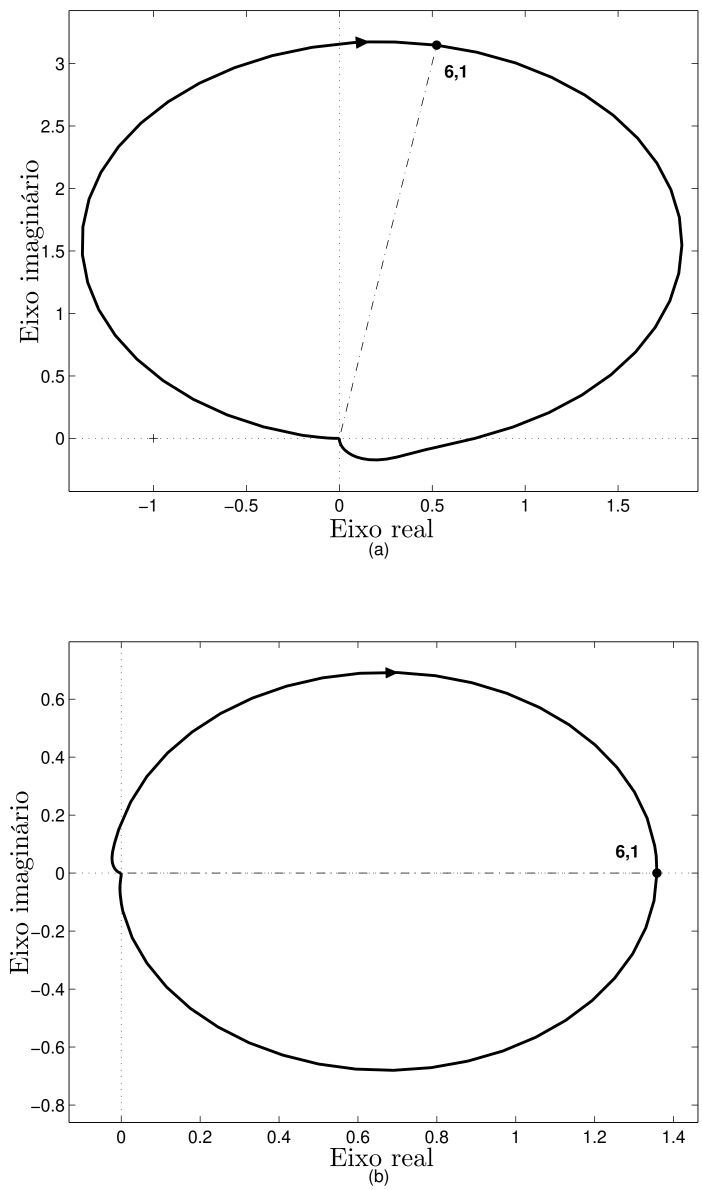


Figura 5.14: Gráficos de Nyquist: (a) $\Delta P_e(s)/\Delta X_{POD}(s)$, (b) $(\Delta P_e(s)/\Delta X_{POD}(s)).POD_3(s)$.

Os resultados dos gráficos da Figura 5.15 são confirmados através da Figura 5.16, na qual é observado que o POD_2 e POD_3 possuem desempenhos similares e que ambos fornecem praticamente o mesmo limite de estabilidade ao sistema conforme indicado na Tabela 5.7.

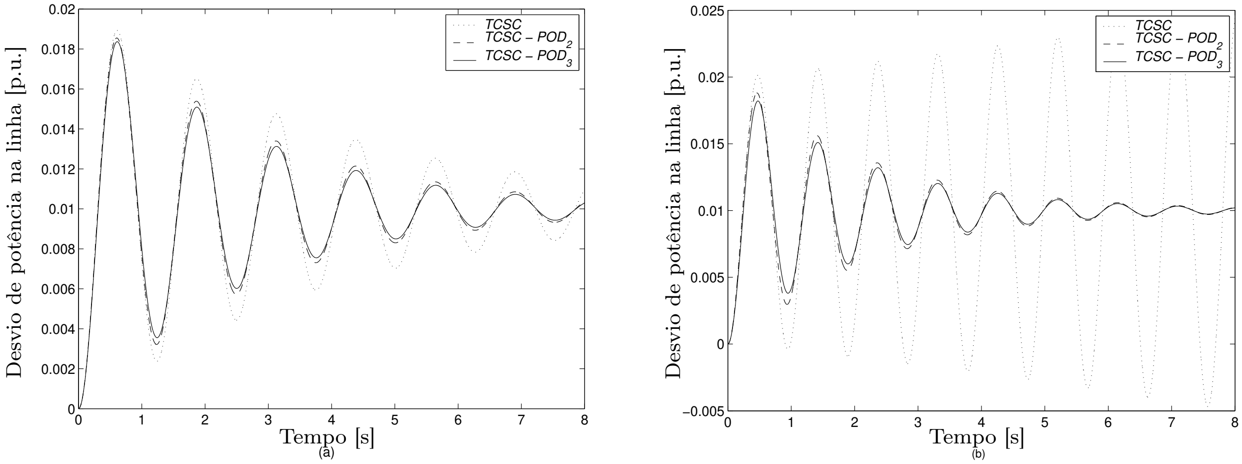


Figura 5.15: Variação do fluxo de potência na linha: (a) $P_g = 0,3$ p.u., (b) $P_g = 0,8$ p.u..

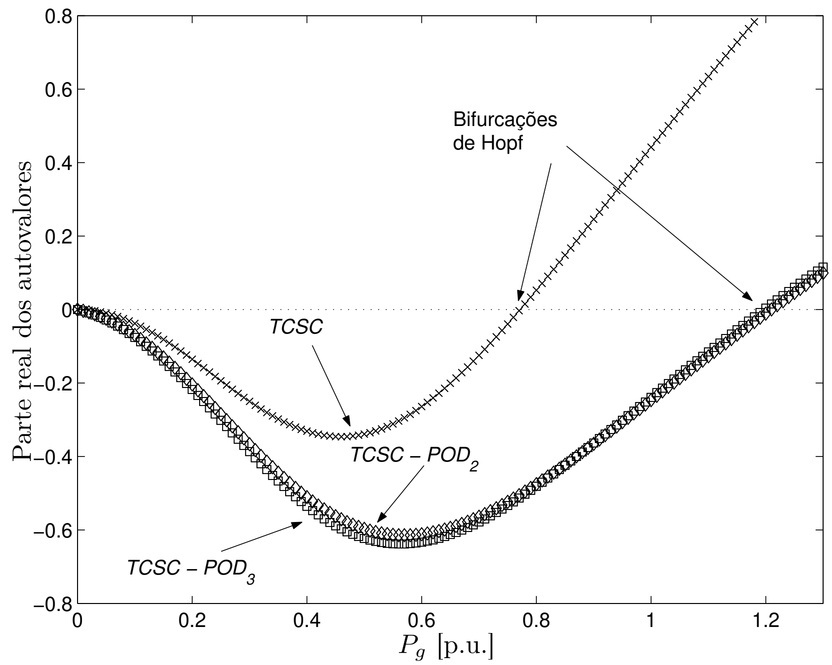


Figura 5.16: Trajetória da parte real dos autovalores associados ao modo eletromecânico.

Tabela 5.7: Limites de estabilidade em p.u..

TCSC	*TCSC - POD_2*	*TCSC - POD_3*
0,77	1,21	1,20

5.3 Sistema Multimáquinas

O sistema simétrico de duas áreas mostrado na Figura 5.17 é o mesmo apresentado em [10], porém com algumas modificações. Esse sistema vem sendo largamente utilizado em inúmeros trabalhos para o estudo de oscilações de modo local e, principalmente, de modo interárea. Embora seja um sistema de pequeno porte, seus parâmetros e sua estrutura são realistas, favorecendo a investigação de vários efeitos do modo interárea. Os dados são fornecidos no Apêndice C. Em todo conjunto de simulações realizado nesse trabalho foi considerado o fator de carregamento μ que expressa a quantidade de potência em p.u. transferida da Área 1 para Área 2. O caso base, em que $\mu = 1,0$ p.u., corresponde ao ponto de operação no qual a potência transferida é 350 MW.

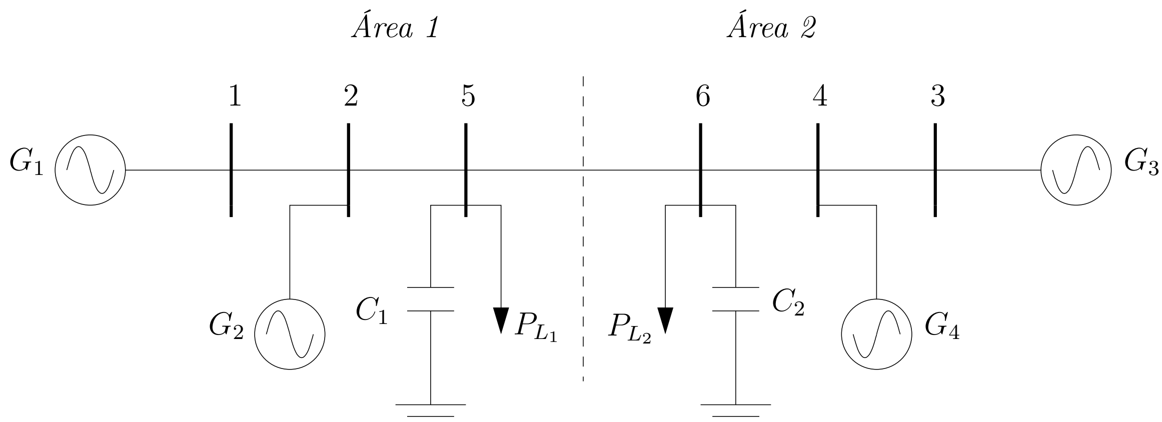


Figura 5.17: Sistema de duas áreas.

Esse sistema exibe três modos eletromecânicos, dois modos locais (modo local 1, referente a Área 1, e modo local 2, referente a Área 2) e um modo interárea [10]. A identificação desses modos pode ser realizada usando fatores de participação, que mostram a relação entre os autovalores da matriz de estado $\mathcal{A}$ e as variáveis de estado do sistema. Nos gráficos das Figuras 5.18 (a) e (b), e 5.19, as variáveis são apresentadas na seguinte ordem: $\Delta\delta$, $\Delta\omega$, $\Delta E'_q$, $\Delta E'_d$, e ΔE_{FD}, respectivamente para os geradores G_1, G_2, G_3 e G_4. Nesses gráficos, as variáveis com maiores fatores de participação são $\Delta\delta$ e $\Delta\omega$ de cada gerador, indicando que esses fatores de participação são referentes aos modos eletromecânicos. Na Figura 5.18 (a), é visto que os maiores fatores de participação são das variáveis eletromecânicas referentes aos geradores G_1 e G_2, indicando que o par conjugado $-\ 0,892 \pm j7,63$ está associado ao modo local 1. De maneira análoga, a Figura 5.18 (b) relaciona o par conjugado $-\ 0,811 \pm j7,90$ ao modo local 2, e a Figura 5.19 relaciona o par conjugado $+\ 0,025 \pm j2,76$ ao modo interárea. É observado que os maiores fatores de participação no modo interárea são das variáveis eletromecânicas correspondentes aos geradores G_1 e G_4. A Tabela 5.8 fornece os autovalores, a frequência de oscilação e a taxa de amortecimento para cada modo eletromecânico do sistema.

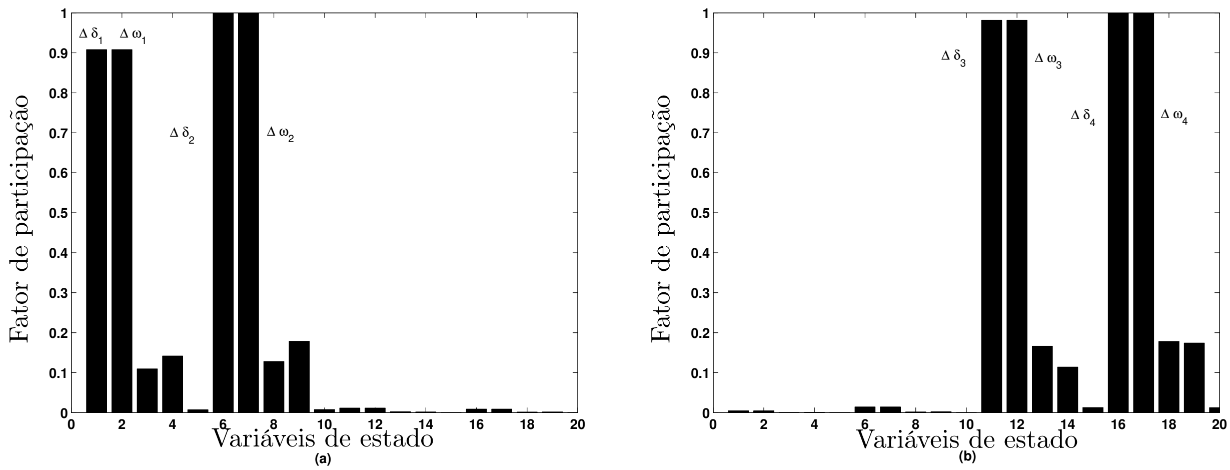


Figura 5.18: Fatores de participação: (a) Modo local 1, (b) Modo local 2.

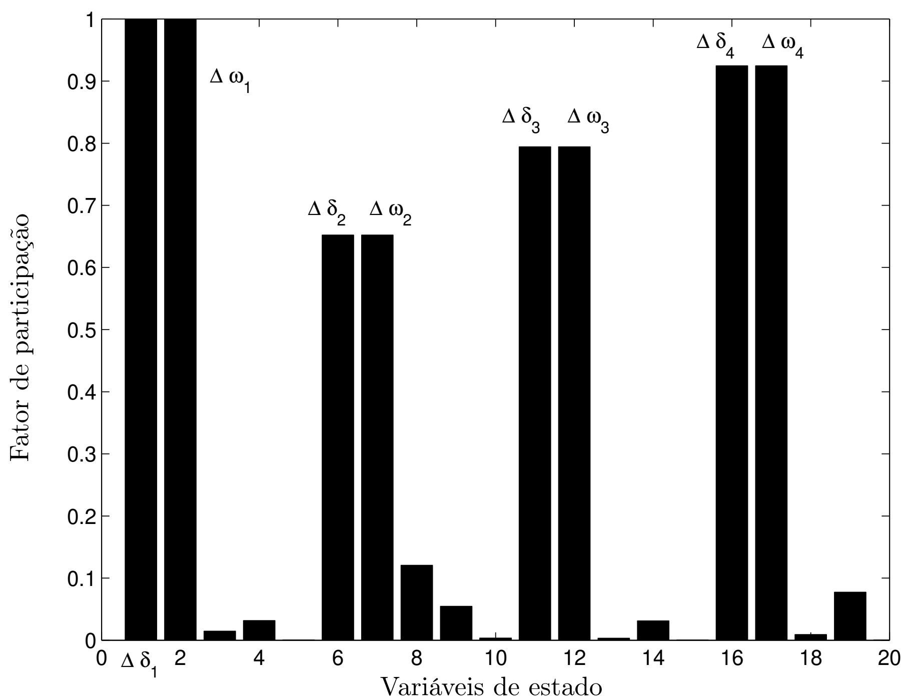


Figura 5.19: Fatores de participação do modo interárea.

Na Tabela 5.8 é verificado que os modos locais são bem amortecidos ($\zeta > 10\%$), no entanto o modo interárea tem amortecimento negativo caracterizando instabilidade oscilatória. O amortecimento efetivo desse modo pode ser conseguido pela instalação de *PSSs* nos geradores ou pela

Tabela 5.8: Frequência de oscilação e taxa de amortecimento dos modos eletromecânicos.

Modo	Autovalores	Frequência de oscilação [Hz]	Amortecimento [%]
Local 1	$-\ 0,892 \pm j7,63$	$1,22$	+11,61
Local 2	$-\ 0,811 \pm j7,90$	$1,26$	+10,21
Interárea	$+\ 0,025 \pm j2,76$	$0,44$	- 0,91

instalação de equipamentos *FACTS* equipados com controladores *POD* na linha de transmissão que interliga as duas áreas (linha 5 -6). Em seguida, três alternativas para o amortecimento do modo interárea são consideradas. A primeira é a instalação de *PSSs* nos geradores, a segunda e a terceira são respectivamente, a instalação de um *STATCOM* e de um *SSSC* na linha de interligação das áreas.

5.3.1 Amortecimento do Modo Interárea Usando *PSSs*

Em [10] o amortecimento efetivo do modo interárea é conseguido com a instalação de um *PSS* no sistema de excitação de cada um dos geradores. O mesmo *PSS* utilizado em [10] é usado nesse trabalho, a diferença básica é que aqui o ganho K_{PSS} é ajustado de maneira que o modo interárea tenha uma taxa de amortecimento de 10% no caso base ($\mu = 1,0$ p.u.). A função de transferência do referido *PSS* é dada por:

$$PSS_2(s) = 33\frac{10s}{1+10s}\left(\frac{1+s0,05}{1+s0,02}\right)\left(\frac{1+s3,0}{1+s5,4}\right) \tag{5.5}$$

Tabela 5.9: Efeitos do PSS_2 nos modos eletromecânicos.

Modo	Autovalor	Frequência de oscilação [Hz]	Amortecimento [%]
Local 1	$-\ 2,759 \pm j10,89$	$1,78$	+ 24,56
Local 2	$-\ 2,826 \pm j11,38$	$1,86$	+ 24,11
Interárea	$-\ 0,305 \pm j2,82$	$0,45$	+ 10,78

Na Tabela 5.9 estão ilustrados os efeitos do PSS_2 nos modos eletromecânicos. É observado que esse estabilizador contribui tanto para a estabilização do modo interárea quanto para o amortecimento ainda maior dos modos locais. Na Figura 5.20 é mostrado o gráfico da variação da potência na linha de intercâmbio (P_{5-6}) em função do tempo para um degrau de 1% aplicado na potência mecânica do gerador G_1 considerando-se o caso base ($\mu = 1$ p.u.).

Na Figura 5.21 (a) está ilustrado o gráfico da trajetória dos autovalores críticos do sistema enquanto o fator de carregamento μ do sistema é sucessivamente incrementado. Observa-se a ocorrência de bifurcação de Hopf (BH) associada ao modo interárea no carregamento de 1,22 p.u., conforme pode ser verificado no gráfico da 5.21 (b).

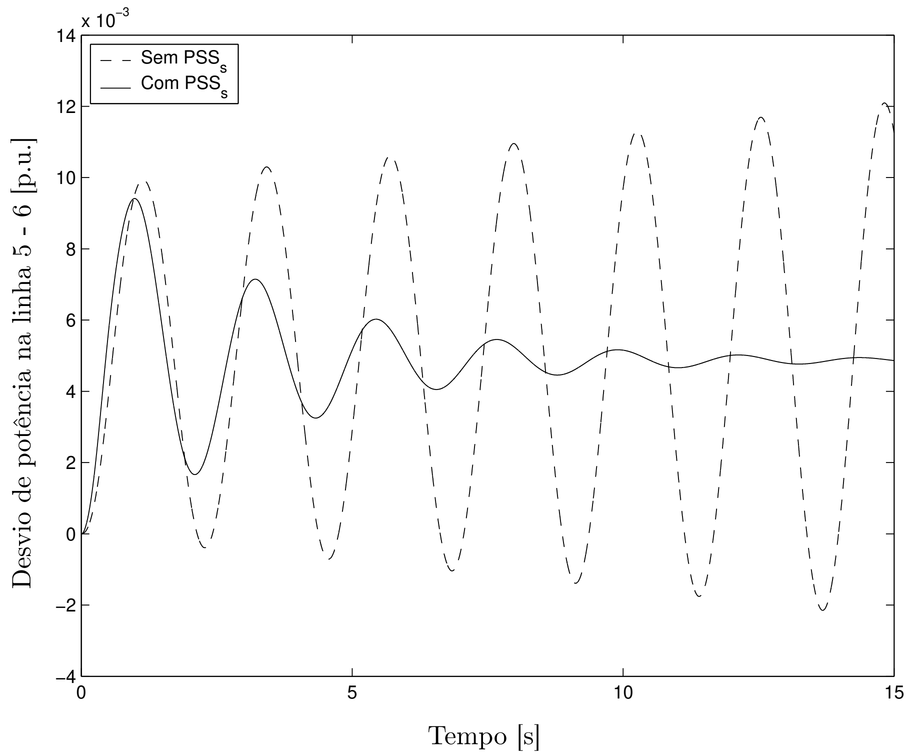


Figura 5.20: Variação do fluxo de potência na linha 5-6 ($\mu = 1,0$ p.u.).

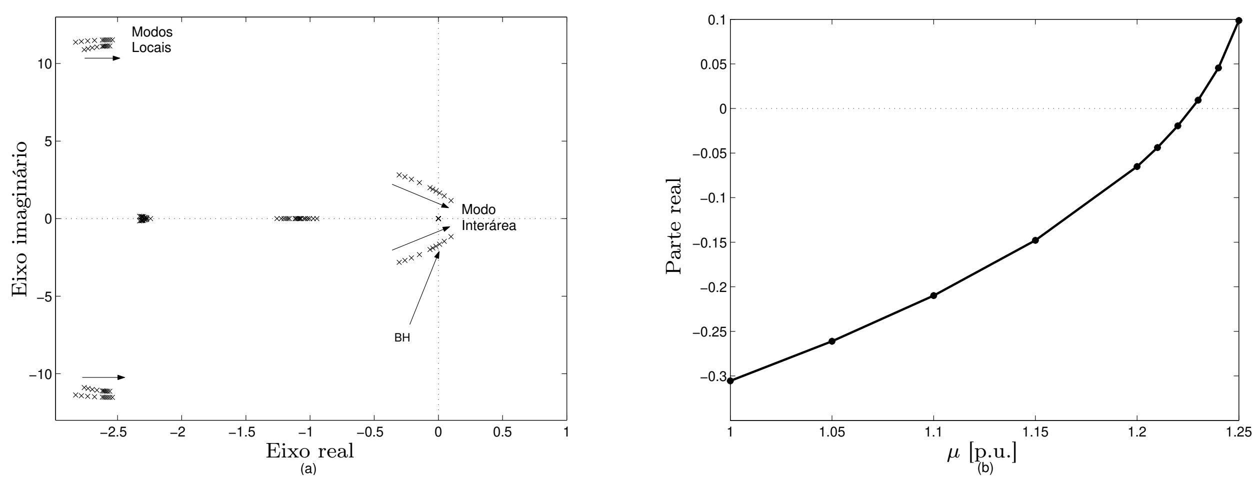


Figura 5.21: Trajetória dos autovalores (a) Plano complexo , (b) Parte real.

5.3.2 Aplicação do *STATCOM* para o Amortecimento de Oscilações de Modo Interárea

Na Figura 5.22 é o mostrado o sistema de duas áreas com um *STATCOM* estrategicamente instalado no ponto intermediário da linha de interligação das áreas. Os parâmetros do *STATCOM* são dados na Tabela 5.10.

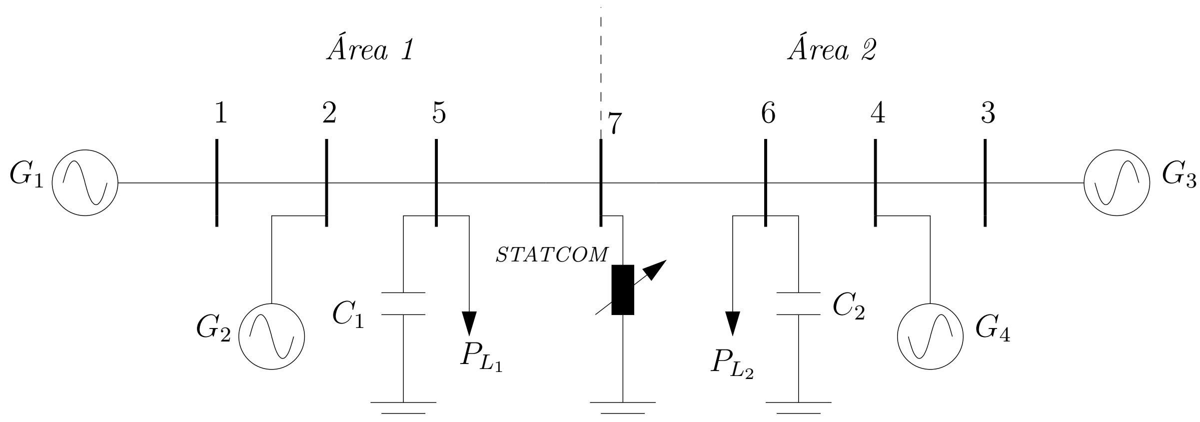


Figura 5.22: Sistema de duas áreas com um *STATCOM*.

Tabela 5.10: Parâmetros do *STATCOM*.

K_u [p.u./p.u.]	$K_{STATCOM}$ [p.u./p.u.]	$T_{STATCOM}$ [s]
100	1	0,005

Os efeitos do *STATCOM* sobre os modos eletromecânicos, através do controle da tensão da barra 7, podem ser visualizados na Tabela 5.11. Como esperado, o *STATCOM* praticamente não teve efeito sobre os modos locais, por outro lado ele estabilizou o modo interárea, muito embora esse modo seja mal amortecido e um pequeno aumento no carregamento do sistema pode torná-lo instável.

Tabela 5.11: Efeitos do *STATCOM* nos modos eletromecânicos.

Modo	Autovalor	Frequência de oscilação [Hz]	Amortecimento [%]
Local 1	$-\ 0,893 \pm j7,65$	$1,23$	+ 11,61
Local 2	$-\ 0,802 \pm j7,99$	$1,28$	+ 9,99
Interárea	$-0,023 \pm j3,29$	$0,52$	+ 0,71

O modo interárea pode ser adequadamente amortecido através da introdução de um sinal suplementar, via um controlador *POD*, na malha de controle de tensão do *STATCOM*. A adição do *POD* ao modelo do sistema está ilustrada na Figura 5.23.

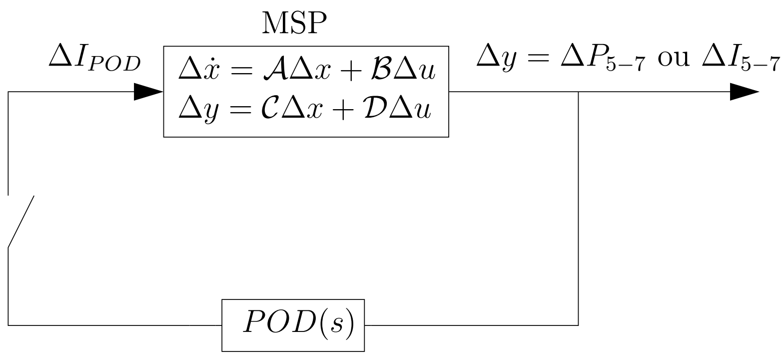


Figura 5.23: Diagrama mostrando o *POD* do *STATCOM* sendo adicionado ao sistema.

A potência ativa (P_{5-7}) e o módulo da corrente na linha (I_{5-7}) são escolhidos como possíveis sinais de entrada no controlador *POD*. Primeiramente, será projetado um *POD* derivado do sinal da potência. O gráfico de Nyquist da função de transferência de malha aberta $\Delta P_{5-7}(s)/\Delta I_{POD}(s)$ é mostrado na Figura 5.24 (a). Uma vez que o sistema em malha aberta não possui pólos instáveis (vide Tabela 5.11), o gráfico polar deve ser compensado de forma a ficar o mais distante possível do ponto $(-1, j0)$, assim a compensação requerida é de aproximadamente 90^o em atraso na frequência crítica de 3,29 rad/s.

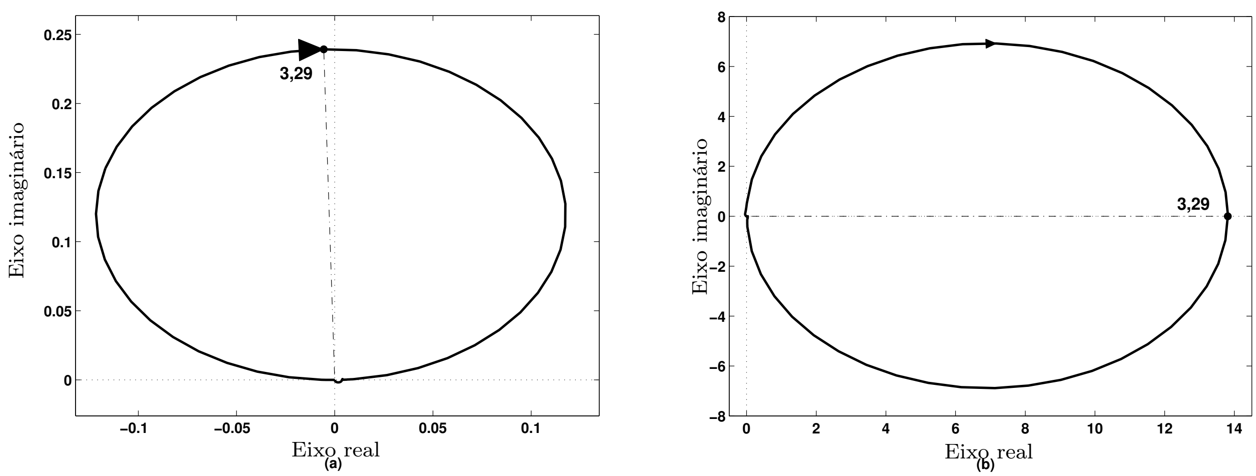


Figura 5.24: Gráficos polares: (a) $\Delta P_{5-7}(s)/\Delta I_{POD}(s)$, (b) $(\Delta P_{5-7}(s)/\Delta I_{POD}(s)).POD_4(s)$.

A função de transferência do *POD* derivado do sinal de potência é dada por:

$$POD_4(s) = 348\frac{10s}{1+10s}\left(\frac{1+s0,124}{1+s0,746}\right)^2 \tag{5.6}$$

e o gráfico de Nyquist devidamente compensado é mostrado na Figura 5.24 (b).

Realizando o mesmo procedimento pode ser obtido o POD derivado do sinal da corrente (POD_5) dado por:

$$POD_5(s) = 9,65\frac{10s}{1+10s}\left(\frac{1+s0,714}{1+s0,129}\right)^2 \tag{5.7}$$

Os ganhos dos controladores POD_4 e POD_5 foram ajustados de forma a se obter 10% de amortecimento para o modo interárea no caso base.

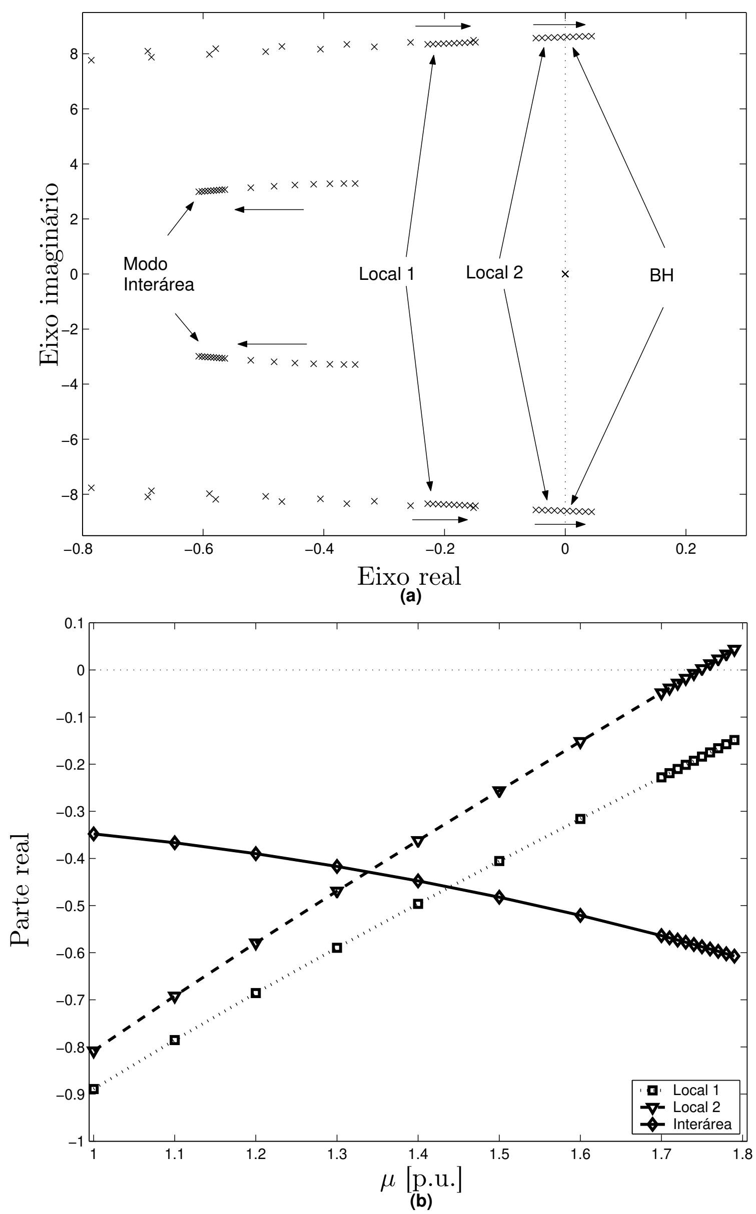


Figura 5.25: Trajetória dos autovalores (a) Plano complexo , (b) Parte real.

Na Figura 5.25 (a) é mostrada a trajetória dos autovalores críticos do sistema para o caso do *STATCOM* equipado com o POD_4. É possível verificar que esse controlador resolve o problema do amortecimento das oscilações do modo interárea e que a ocorrência da bifurcação de Hopf está associada ao modo local 2, diferentemente do que ocorreu no item anterior quando o amortecimento do modo interárea foi providenciado por *PSSs* e a ocorrência da bifurcação de Hopf estava associada com o modo interárea.

A trajetória da parte real dos autovalores associados aos modos eletromecânicos em função do carregamento μ está ilustrada na Figura 5.25 (b). Uma observação importante é que o carregamento para o qual o sistema torna-se instável é bastante superior em relação ao conseguido com a utilização de *PSSs* conforme indicado na Tabela 5.12.

Tabela 5.12: Limites de estabilidade em p.u..

PSSs	*STATCOM*	*STATCOM* - POD_4	*STATCOM* - POD_5
1,22	1,13	1,74	1,75

As performances do *STATCOM* equipado com o *POD* derivado do sinal da corrente (POD_5) ou com o *POD* derivado do sinal da potência (POD_4) são bastante semelhantes. Tal fato pode ser visualizado nos gráficos das Figuras 5.26 (a) e (b) nos quais são mostradas as respostas ao degrau de 1% na potência mecânica do gerador G_1 para $\mu = 1,0$ e $\mu = 1,5$ p.u., respectivamente.

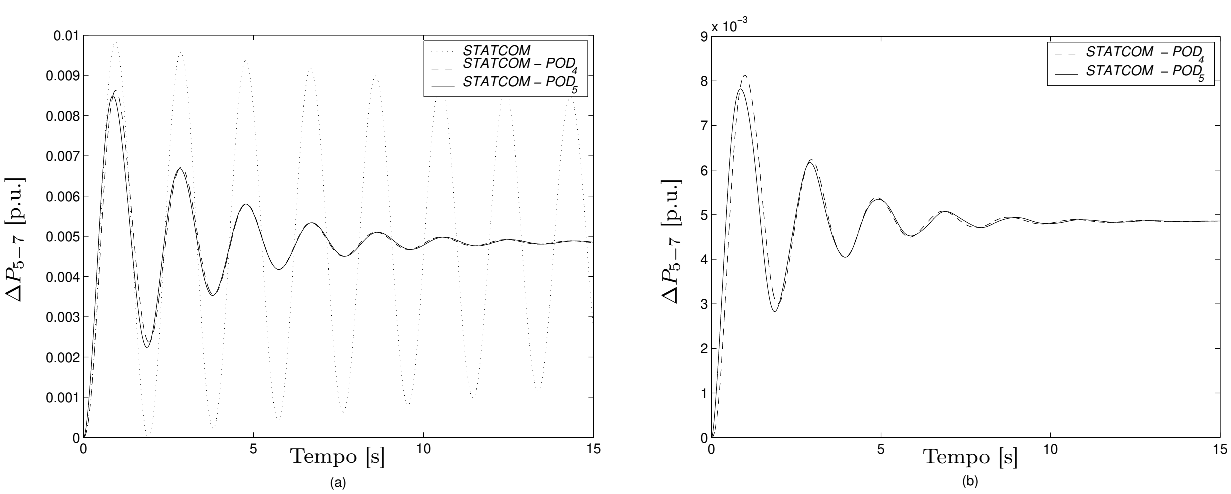


Figura 5.26: Gráficos ΔP_{5-7}: (a) $\mu = 1,0$ p.u., (b) $\mu = 1,5$ p.u..

5.3.3 Aplicação do *SSSC* para o Amortecimento de Oscilações de Modo Interárea

Considere o sistema mostrado na Figura 5.27 no qual um *SSSC* está instalado na linha de interconexão entre as áreas 1 e 2.

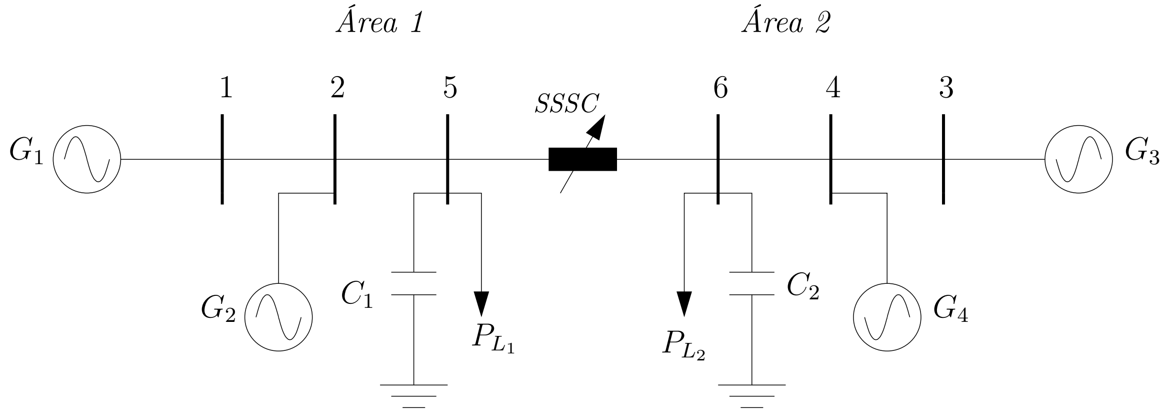


Figura 5.27: Sistema de duas áreas com um *SSSC*.

O valor constante de tempo T_{SSSC} é o mesmo de $T_{STATCOM}$. O impacto do *SSSC* nos modos eletromecânicos é mostrado na Tabela 5.13. Esses resultados são obtidos para o *SSSC* compensando 40 % da reatância da linha linha 5-6.

Tabela 5.13: Efeitos do *SSSC* nos modos eletromecânicos.

Modo	Autovalor	Frequência de oscilação [Hz]	Amortecimento [%]
Local 1	$-\ 0,883 \pm j7,65$	$1,23$	+ 11,46
Local 2	$-\ 0,802 \pm j7,94$	$1,27$	+ 10,04
Interárea	$+\ 0,002 \pm j3,16$	$0,50$	- 0,05

Assim como no caso do *STATCOM*, os modos locais praticamente não são afetados. No entanto, a compensação série realizada pelo *SSSC* não é suficiente para estabilizar o sistema. A estabilização do sistema e o amortecimento adequado do modo interárea podem ser providenciados pela modulação da tensão série inserida pelo *SSSC* usando um controlador *POD*.

Dois sinais de entrada são considerados para o projeto de controladores *POD*: a diferença entre a velocidade dos rotores dos geradores G_1 e G_4 ($\Delta\omega_{14}$) e a potência ativa que passa através do *SSSC* (P_{5-6}). As velocidades dos geradores G_1 e G_4 foram escolhidas devido aos elevados fatores de participação apresentados por essas variáveis no modo interárea.

A estabilidade em malha fechada para o sistema instável em malha aberta ($\lambda = +\ 0,002 \pm j3,16$) é assegurada pela obtenção de um gráfico de Nyquist compensado que circunscreva o

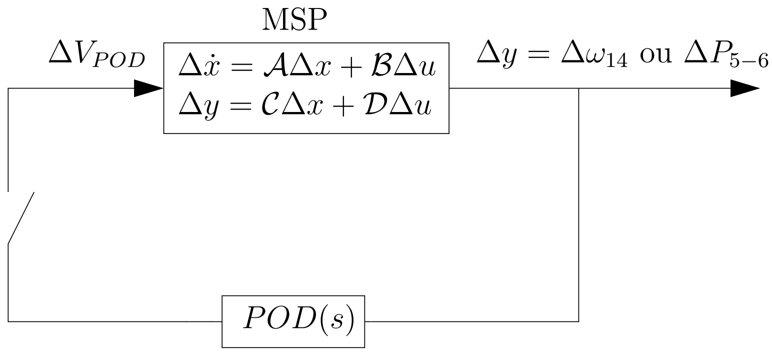


Figura 5.28: Diagrama mostrando o controlador *POD* do *TCSC* sendo adicionado ao sistema.

ponto $(-1, j0)$ no sentido anti-horário. Na Figura 5.29 (a) é visto que o sinal $\Delta\omega_{14}$ precisa de alta amplificação mas de insignificante compensação de fase. O gráfico de Nyquist adequadamente amplificado é mostrado na Figura 5.29 (b).

$$POD_6(s) = 19\frac{10s}{1+10s} \tag{5.8}$$

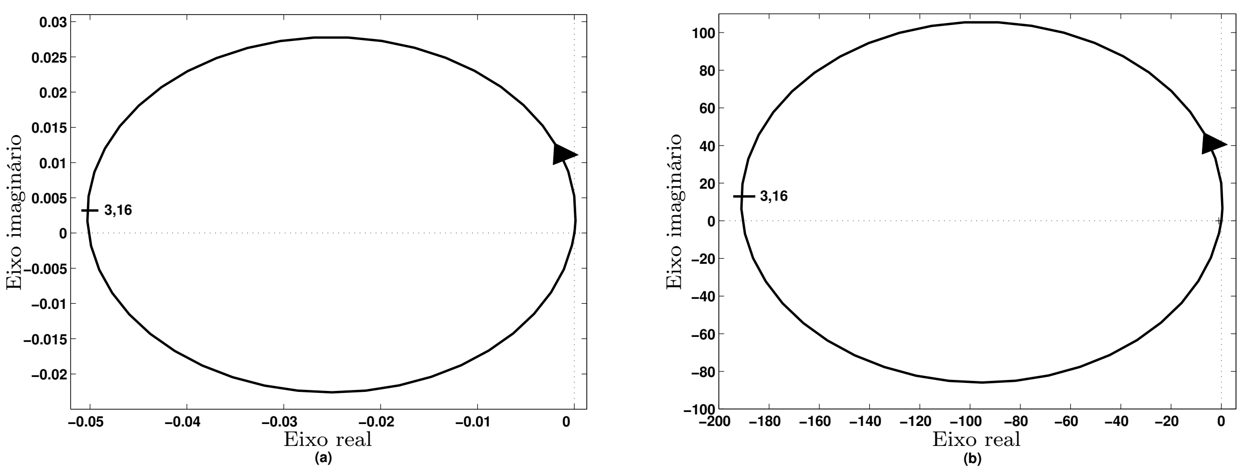


Figura 5.29: Gráficos de Nyquist (a) $\Delta\omega_{14}(s)/\Delta V_{POD}(s)$, (b) $(\Delta\omega_{14}(s)/\Delta V_{POD}(s)).POD_6(s)$.

A função de transferência do *POD* derivado do sinal da potência é dada por:

$$POD_7(s) = 3,15\frac{10s}{1+10s}\left(\frac{1+s0,132}{1+s0,762}\right)^2 \tag{5.9}$$

A trajetória dos autovalores críticos para o caso do *SSSC* equipado com o POD_7 é mostrada na Figura 5.30. Como ocorreu no caso do *STATCOM*, o *SSSC* também resolve o problema das oscilações do modo interárea e a bifurcação de Hopf está associada ao modo local 2. A trajetória dos autovalores quando o *SSSC* está equipado com o *POD* derivado do sinal $\Delta\omega_{14}$ (POD_6) (não mostrada aqui) é bastante semelhante à apresentada na Figura 5.30.

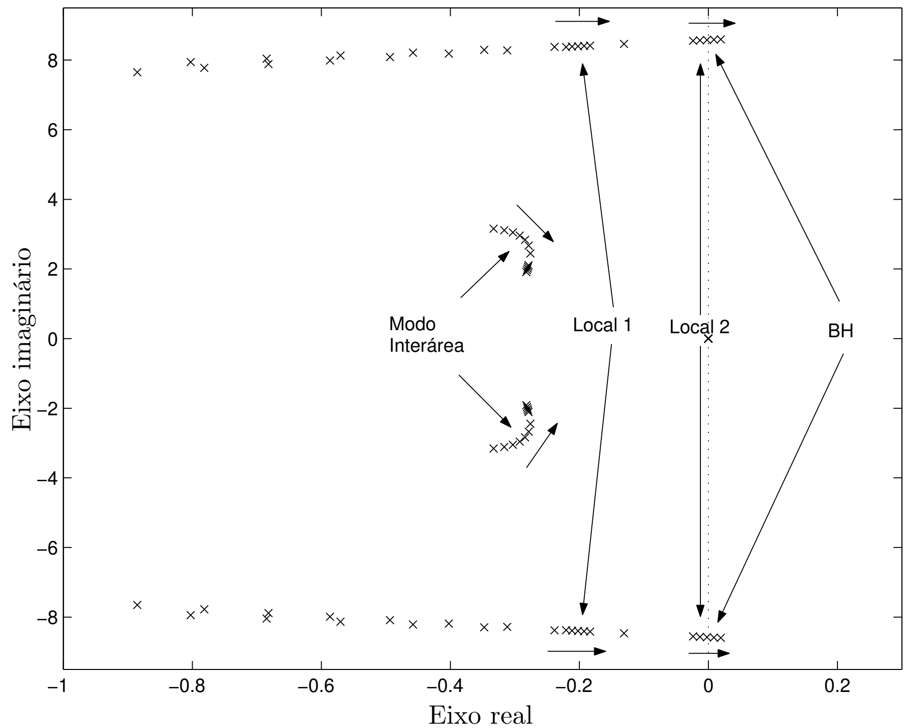


Figura 5.30: Trajetória dos autovalores críticos no plano complexo.

O desempenho dos controladores POD_6 e POD_7 podem ser avaliados através dos gráficos das Figuras 5.31 (a) e (b). Esses gráficos foram obtidos aplicando um degrau de 10% na potência mecânica do gerador G_1 nos carregamentos de 1,0 e 1,5 p.u.. É observado que os dois estabilizadores *POD* são bastante eficientes e que seus desempenhos são bastante parecidos. Os limites de estabilidade obtidos com o POD_6 e POD_7 estão ilustrados na Tabela 5.14.

Tabela 5.14: Limites de estabilidade em p.u..

SSSC - POD_6	*SSSC* - POD_7
1,75	1,72

Uma pequena diferença entre limites alcançados com a aplicação dos estabilizadores é observada. Embora a mesma seja favorável ao POD_6 derivado de sinais remotos, ela não é significativa e, portanto, o POD_7 derivado de sinal local é a melhor escolha. Outra observação, é que os limites apresentados nas Tabelas 5.12 e 5.14 podem ser ainda mais estendidos com a instalação de *PSSs* nos geradores visando um amortecimento mais efetivo dos modos locais.

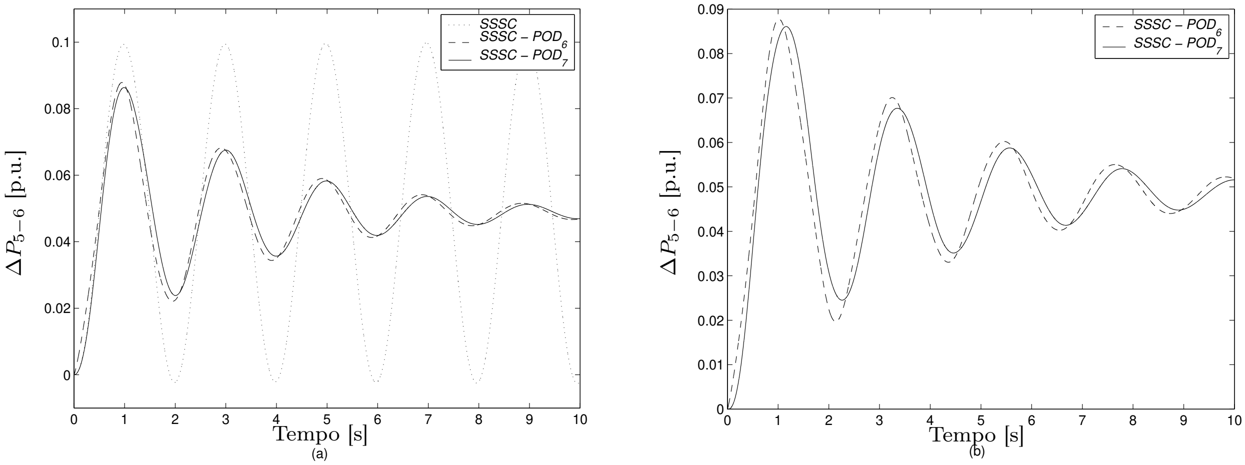


Figura 5.31: Variação da potência ativa na linha 5-6: (a) $\mu = 1,0$ p.u., (b) $\mu = 1,5$ p.u..

No gráfico da Figura 5.32 (a) é mostrada a trajetória dos autovalores do sistema quando os geradores estão equipados com *PSSs* e o *SSSC* está equipado com o POD_7. Verifica-se, nesse caso, que a bifurcação de Hopf está associada ao modo interárea e que o carregamento para o qual ela ocorre é de 1,88 p.u. conforme pode ser observado na Figura 5.32 (b). Cabe ressaltar que não foi observado nenhum tipo de interação adversa entre os controladores *PSSs* dos geradores e o *POD* do *SSSC*.

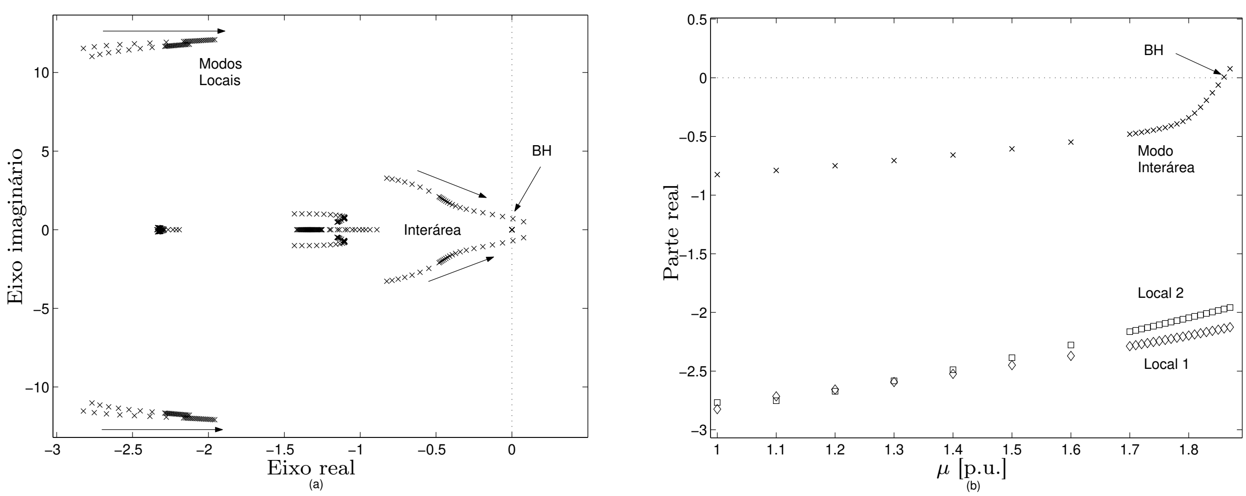


Figura 5.32: Trajetória dos autovalores: (a) Plano complexo (b) Parte real.

5.4 Aplicação do *SSSC* para Controle do Fluxo de Potência e Amortecimento de Oscilações

Controladores *FACTS* conectados em série tal como o *TCSC* ou o *SSSC* possuem um grande potencial para o controle do fluxo de potência em rotas específicas de transmissão. Nessa seção, será investigado o desempenho do *SSSC* realizando, conjuntamente, as funções de amortecimento de oscilações e controle de fluxo de potência.

Considere o sistema mostrado na Figura 5.33 formado por um gerador síncrono conectado à um barramento infinito através de um transformador elevador seguido por duas linhas de transmissão em paralelo. Um *SSSC* está instalado na linha 2-3 compensando um terço da reatância da mesma de forma que a linha 2-3-4 tenha impedância efetiva de mesmo valor que a da linha 2-4 no ponto de operação analisado, situação na qual o gerador está entregando 0,5 p.u. de potência ativa ao barramento infinito. Nesse carregamento o sistema é estável, porém o modo eletromecânico é mal amortecido conforme mostrado na Tabela 5.15. Os parâmetros do gerador e do regulador de tensão são os mesmos indicados na Tabela 5.1. Os dados do transformador e das linhas são fornecidos no Apêndice C.

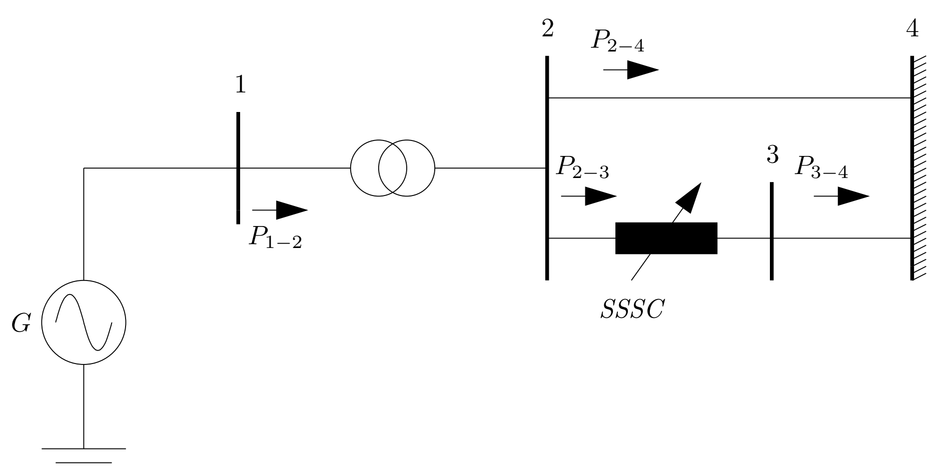


Figura 5.33: Sistema isolado com *SSSC*.

Tabela 5.15: Características do modo eletromecânico.

Autovalor	Frequência de oscilação [Hz]	Amortecimento [%]
$-0,126 \pm j5,19$	$0,83$	+ 2,43

Através do controle da tensão V_s via V_{s_o} o *SSSC* pode operar nos seguintes modos:

Modo de tensão constante - nesse modo a tensão V_s é mantida constante em regime permanente;

Modo de compensação constante - aqui a tensão V_s é continuamente ajustada de forma a manter constante a compensação série para qualquer ponto de operação;

Modo de compensação variável - nesse modo a compensação é continuamente ajustada de forma que o *SSSC* controle algum parâmetro do sistema. Por exemplo, no caso do *SSSC* manter constante (em regime permanente) o fluxo de potência na linha em que está instalado, V_{s_o} será a saída de um controlador proporcional integral (PI) do qual a entrada é a diferença entre o valor especificado e a potência na linha em qualquer instante de tempo.

Esses modos de operação podem ser melhor compreendidos analisando a resposta de P_{1-2}, P_{2-3} e P_{2-4} à um degrau positivo (10%) na potência mecânica do gerador do sistema mostrado na Figura 5.33. No modo de tensão constante, após a aplicação do degrau, o acréscimo de carga é distribuído de forma inversamente proporcional às impedâncias efetivas das linhas paralelas conforme mostrado na Figura 5.34. Como a tensão do *SSSC* é mantida constante, a impedância efetiva da linha 2-3-4 no ponto pós perturbação é maior que a da linha 2-4 e, consequentemente, o fluxo de potência na linha 2-4 é maior que na linha 2-3-4.

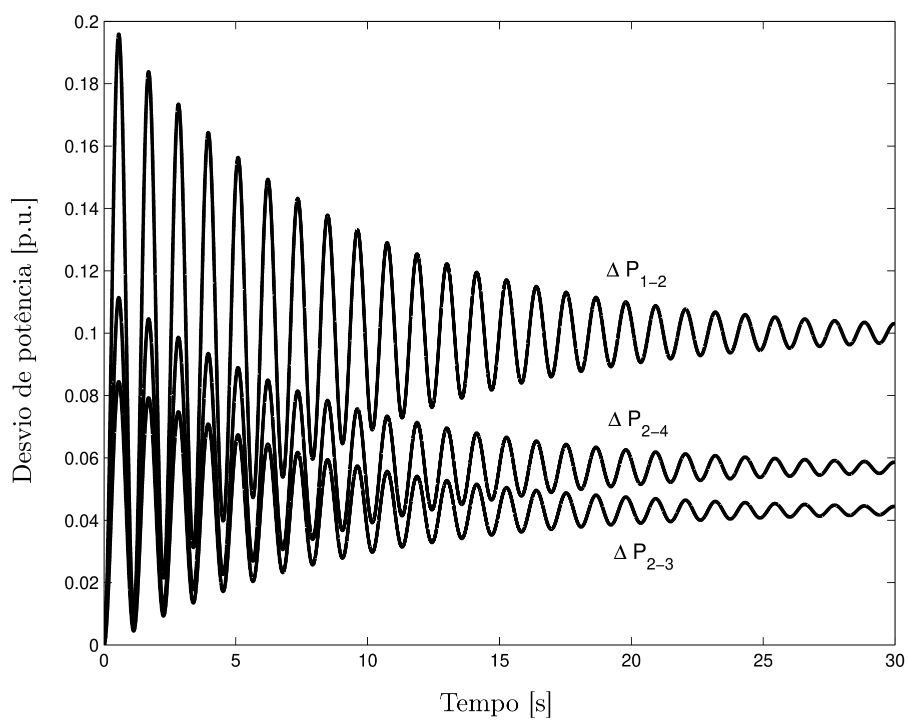


Figura 5.34: Desvio do fluxo de potência (*SSSC* operando com tensão constante).

No modo de compensação constante (utilizado na Seção 5.3), após a aplicação do degrau, o acréscimo de carga é distribuído igualmente entre as duas linhas paralelas conforme verificado na Figura 5.35. Isso ocorre porque a tensão série do *SSSC* é continuamente ajustada de forma a manter a mesma compensação (1/3) em qualquer ponto de operação e, portanto, as linhas 2-3-4 e 2-4 sempre possuem impedâncias efetivas iguais.

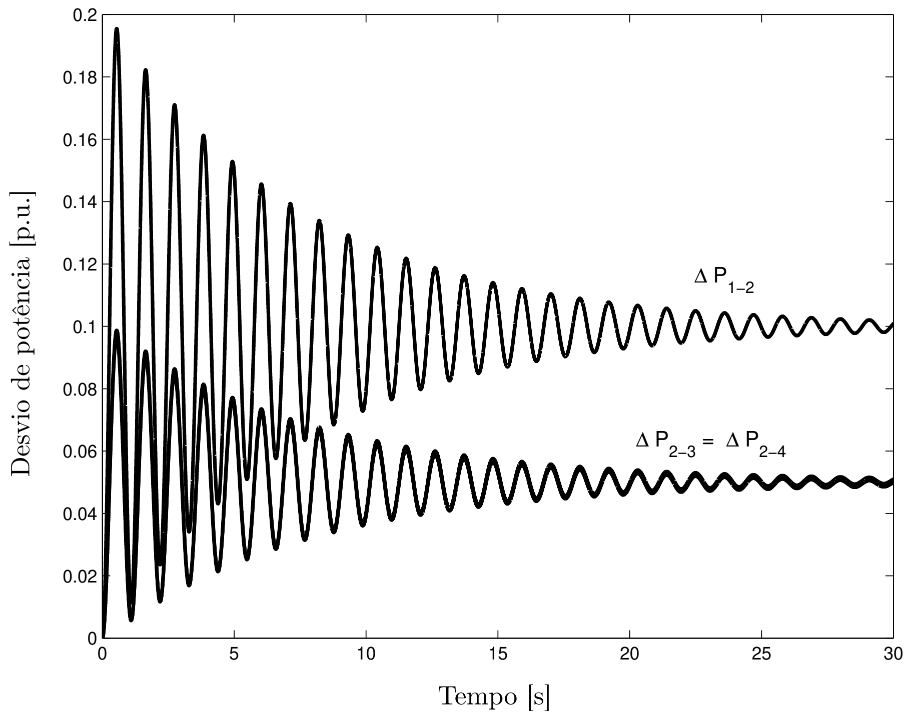


Figura 5.35: Desvio do fluxo de potência (*SSSC* operando no modo de compensação constante).

No modo de compensação variável duas estratégias de controle do fluxo de potência nas linhas paralelas podem ser usadas. Uma estratégia, denominada estratégia de "potência constante", mantém o fluxo de potência na linha 2-3 em um valor especificado. A outra estratégia, conhecida como "ângulo constante", mantém constante o fluxo de potência na linha 2-4 fazendo a linha 2-3 absorver qualquer mudança na potência gerada [41].

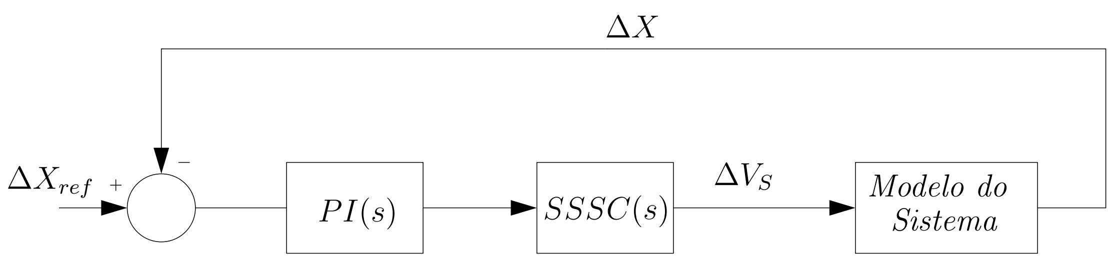


Figura 5.36: Esquema do controle de potência do *SSSC*.

Na Figura 5.36 é mostrado o diagrama de blocos do esquema de controle de potência do *SSSC*. O bloco $PI(s)$ denota a função de transferência do controlador PI. Esse controlador é de ação lenta a qual é finalizada em um tempo superior a 20 segundos. O símbolo X_{ref} denota a referência ou *setpoint* do controlador do *SSSC* e seu valor em regime permanente é igual a X, o qual determina a estratégia de controle adotada. Para se utilizar a estratégia de "potência constante", ΔX deve ser igual à ΔP_{2-3}. A estratégia de "ângulo constante" é adotada fazendo $\Delta X = \Delta P_{2-3} + \Delta P_{2-1}$. A função de transferência do controlador PI é dada por:

$$PI(s) = \left(\frac{K_i}{s} + K_p\right) \tag{5.10}$$

na qual os valores dos parâmetros K_i e K_p usados nesse trabalho são, respectivamente, 0,3 e 0,03.

No gráfico da Figura 5.37 é possível visualizar a ação do controlador PI que mantém constante (em regime permanente) o fluxo na linha 2-3 fazendo a linha 2-4 absorver todo acréscimo de potência (estratégia de "potência constante"). Na Figura 5.38 é mostrado a resposta ao degrau quando a estratégia de "ângulo constante" é utilizada. Em todos os gráficos das Figuras 5.34, 5.35, 5.37 e 5.38 é observado o pobre amortecimento do modo eletromecânico com oscilações permanecendo por um longo tempo (superior a 25 segundos).

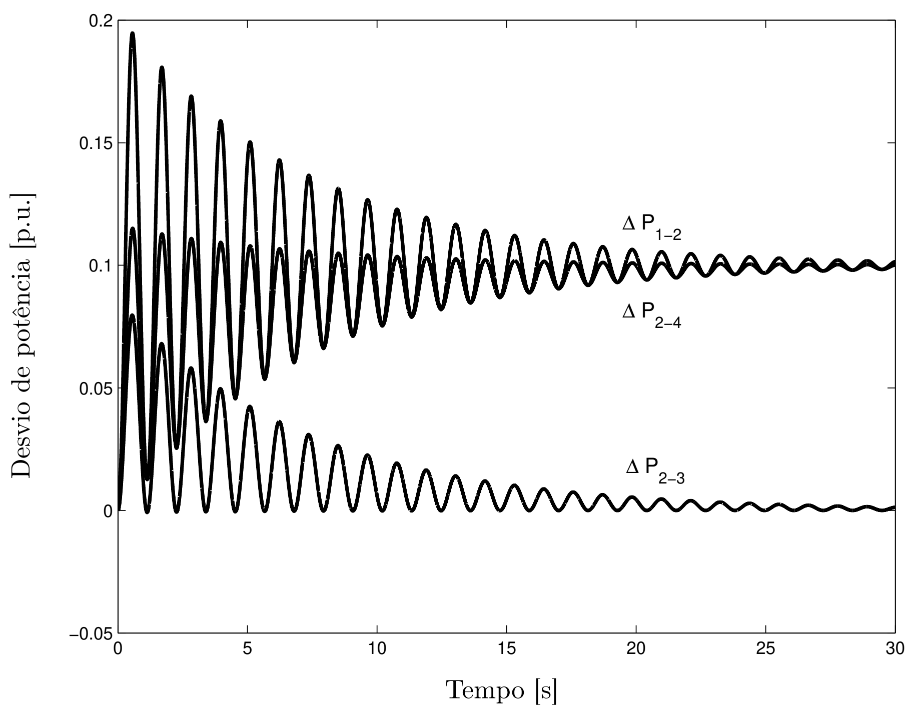


Figura 5.37: Desvio do fluxo de potência ($\Delta P_{2-3} = 0$ em regime permanente).

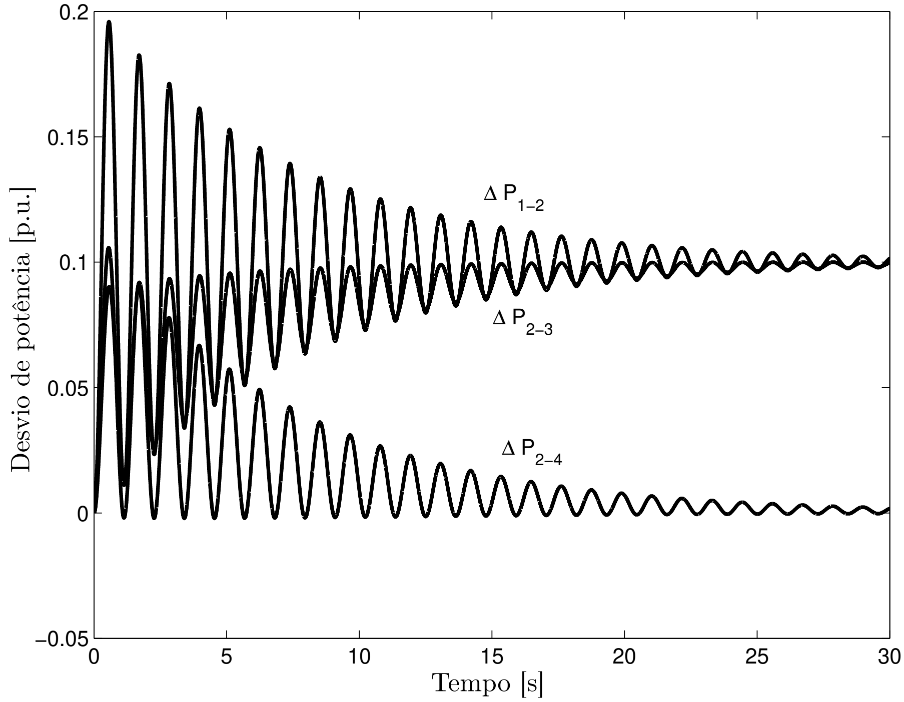


Figura 5.38: Desvio do fluxo de potência ($\Delta P_{2-4} = 0$ em regime permanente).

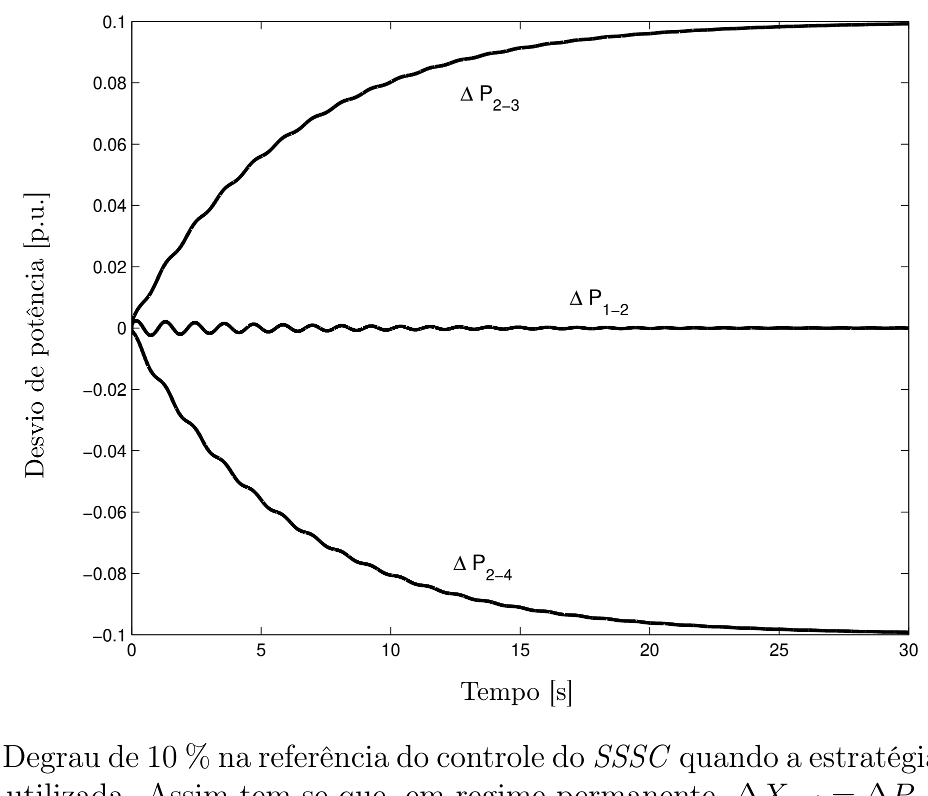


Figura 5.39: Degrau de 10 % na referência do controle do *SSSC* quando a estratégia de "potência constante" é utilizada. Assim tem-se que, em regime permanente, $\Delta X_{ref} = \Delta P_{2-3} = 0,1$.

Na Figura 5.39 é mostrada a resposta transitória de P_{2-1}, P_{2-3} e P_{2-4} para a aplicação de uma degrau de 10% na referência do controle de potência do *SSSC* (ΔX_{ref}). Nesse gráfico, os benefícios de se projetar um controlador de potência de ação lenta podem ser compreendidos: ele praticamente não tem impacto nos transitórios eletromecânicos.

O amortecimento efetivo do modo eletromecânico ($\lambda = -0,174 \pm j5,54$) pode ser conseguido pela adição de um *PSS* no sistema de excitação do gerador ou através da introdução de um controlador *POD* na malha de controle do *SSSC*. Aqui, somente a segunda alternativa será considerada. Na Figura 5.40 está detalhado o diagrama de blocos do sistema de controle do *SSSC* considerando o controlador PI (ação lenta) e o controlador *POD* (ação rápida) quando é utilizada a estratégia de "potência constante". Note que em qualquer instante de tempo t a tensão de saída do *SSSC* é dada por $V_s(t) = V_{PI}(t - T_{SSSC}) + V_{POD}(t - T_{SSSC})$.

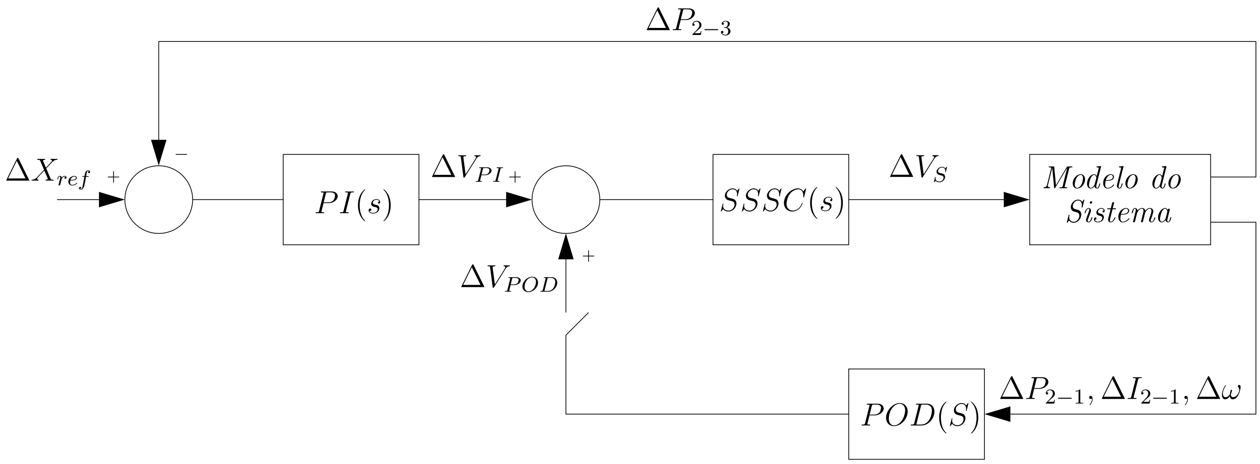


Figura 5.40: Diagrama de blocos dos controles do *SSSC*.

No projeto do controlador *POD*, três alternativas de sinais de entrada são consideradas: a potência P_{2-1}, a corrente I_{2-1} e a velocidade do rotor do gerador ω. Assumindo que o *SSSC* está localizado próximo da barra 2, tanto P_{2-1} quanto I_{2-1} são sinais locais. O objetivo é projetar um estabilizador que propicie uma taxa de amortecimento de 10% ao modo eletromecânico.

Nos gráficos da Figura 5.41 novamente é observado que o sinal da velocidade praticamente não precisa de compensação de fase e, portanto, um ganho puro é suficiente para conseguir boas margens de fase e de ganho assim como a taxa de amortecimento desejada. A função de transferência do *POD* derivado do sinal da velocidade é dada por:

$$POD_8(s) = 21\frac{10s}{1+10s} \tag{5.11}$$

Na Figura 5.42 é verificado o bom desempenho desse estabilizador. Agora, além do *SSSC* manter constante o fluxo de potência na linha 2-3-4 através do controlador PI, ele também garante adequado amortecimento ao modo eletromecânico por meio do *POD*.

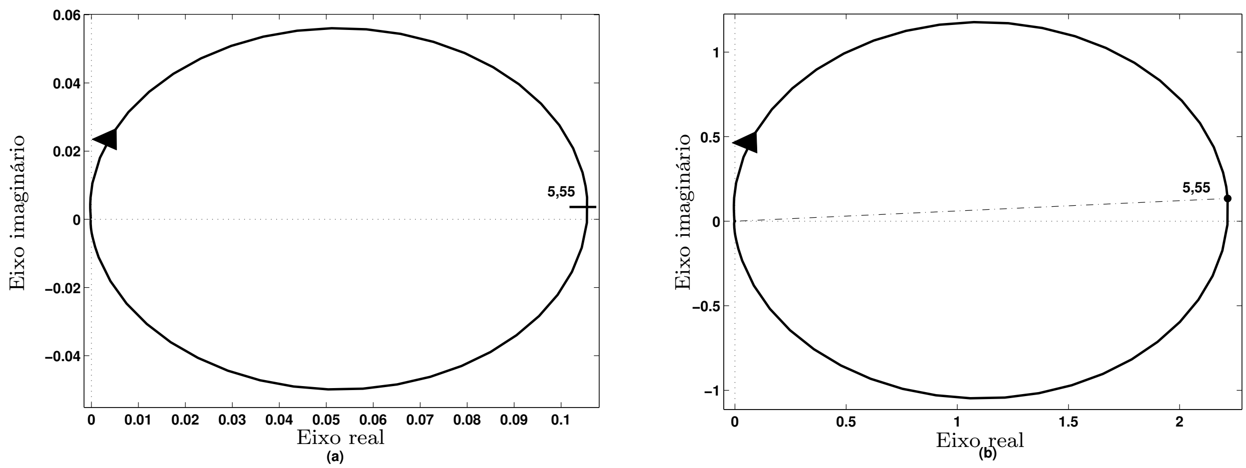


Figura 5.41: Gráficos de Nyquist (a) $\Delta\omega(s)/\Delta V_{POD}(s)$, (b) $(\Delta\omega(s)/\Delta V_{POD}(s)).POD_8(s)$.

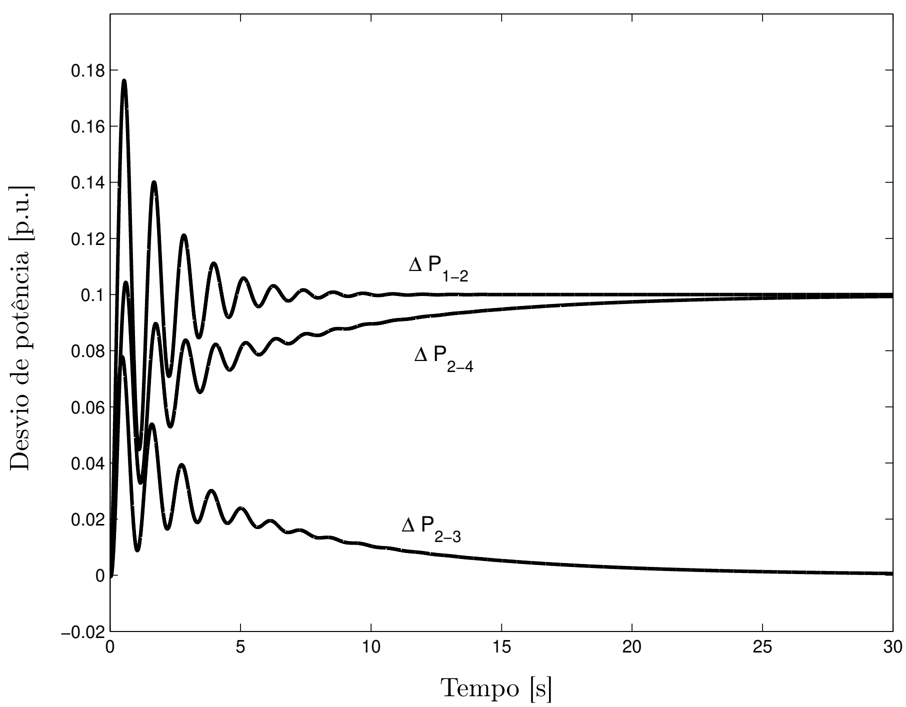


Figura 5.42: Resposta ao degrau; estabilizador derivado de $\Delta\omega$ (POD_8).

Em busca de menores custos e maior confiabilidade deve ser dado preferência à estabilizadores derivados de sinais locais. De acordo com o gráfico polar da Figura 5.43 (a) o sinal da potência P_{2-1} requer uma compensação em torno de 90^o em atraso na frequência de 5,55 rad/s. Na Figura 5.43 (b) é mostrado o diagrama de Nyquist adequadamente compensado pelo POD_9

possuindo boas margens de fase e ganho.

$$POD_9(s) = 2,7\frac{10s}{1+10s}\left(\frac{1+s0,072}{1+s0,455}\right)^2 \tag{5.12}$$

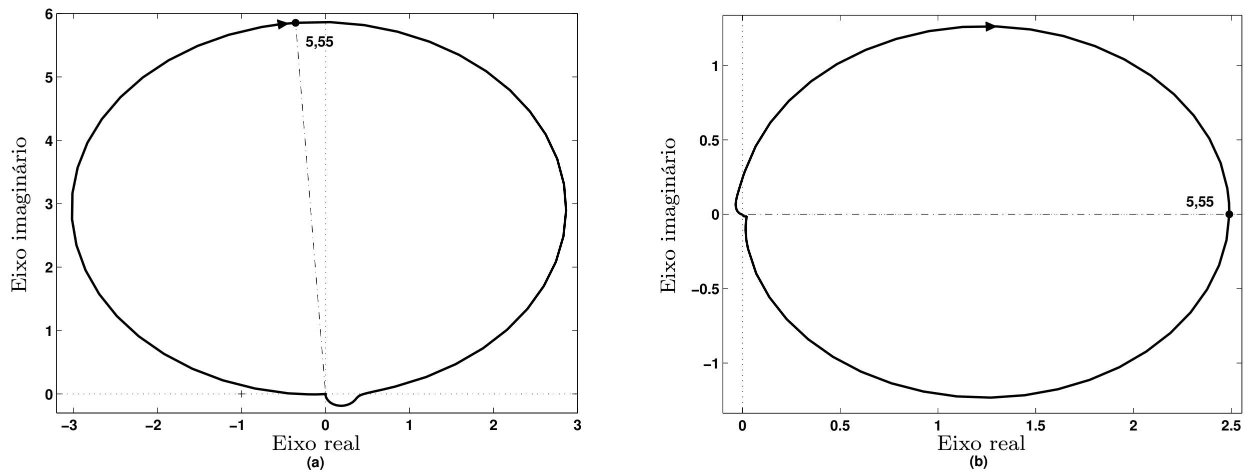


Figura 5.43: Gráficos de Nyquist (a) $\Delta P_{21}(s)/\Delta V_{POD}(s)$, (b) $(\Delta P_{21}(s)/\Delta V_{POD}(s)).POD_9(s)$.

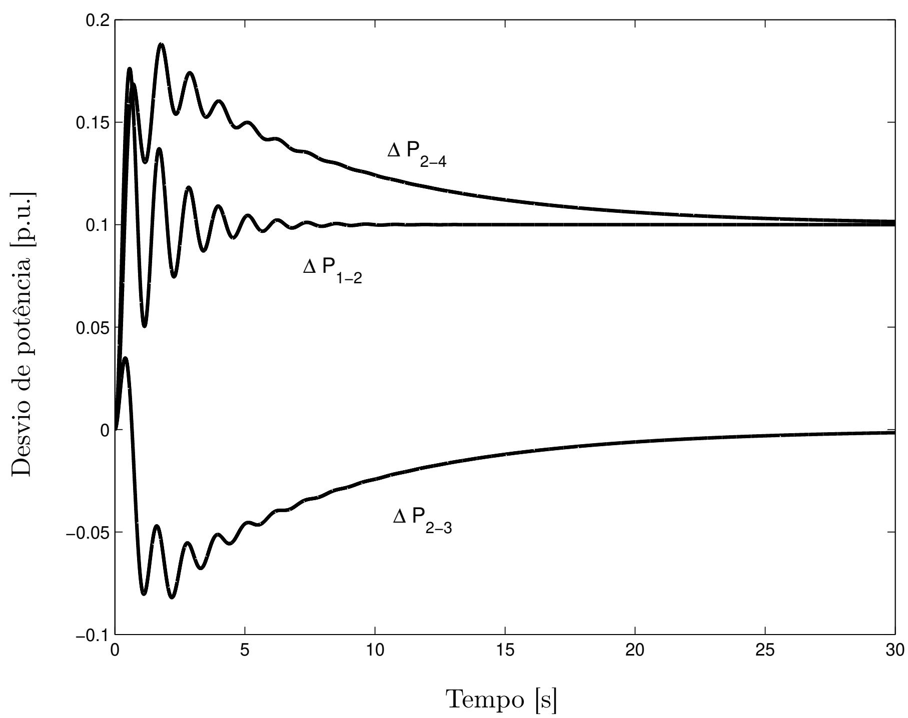


Figura 5.44: Resposta ao degrau; estabilizador derivado de ΔP_{2-1} (POD_9).

O desempenho do estabilizador POD_9 pode ser avaliado através do gráfico da Figura 5.44

no qual é observado que apesar do amortecimento adequado, há indesejados e elevados picos na resposta transitória de P_{2-3} e P_{2-4}. Esses picos estão associados à presença de zeros próximos da origem para as funções de transferência P_{2-3}/P_m (z = 0,003) e P_{2-4}/P_m (z = - 0,001). Além de causar picos na resposta transitória, zeros mal localizados podem ameaçar a estabilidade do sistema [31]. A função de transferência P_{2-1}/P_m não apresenta tal característica e, assim, P_{1-2} exibe adequada resposta transitória.

Na Figura 5.45 (b) é mostrado o gráfico polar resultante da aplicação do estabilizador derivado do sinal da corrente POD_{10}. O sistema é estável para $K_s < 10,8$, pois para $K_s = 10,8$ o sistema alcança o limiar de estabilidade com o gráfico de Nyquist passando sobre o ponto$(-1, j0)$. $K_s = 7,8$ é suficiente para se obter o amortecimento desejado do modo eletromecânico. O desempenho desse estabilizador é conferido através do gráfico da Figura 5.46. Note que as respostas transitórias de P_{2-3} e P_{2-4} são bastante semelhantes às obtidas com a aplicação do estabilizador derivado do sinal da velocidade (POD_8), não apresentando picos excessivamente altos como aqueles observados com a utilização do POD_9, derivado do sinal de potência P_{2-1}. Portanto, a melhor opção dentre as consideradas nessa seção, é a utilização do estabilizador derivado do sinal da corrente I_{2-1} (POD_{10}), pois o mesmo possui semelhante desempenho ao POD_8 com a vantagem de ser baseado em um sinal local garantindo-lhe maior confiabilidade e melhor relação custo benefício.

$$POD_{10}(s) = 7,8\frac{10s}{1+10s}\left(\frac{1+s0,425}{1+s0,076}\right)^2 \tag{5.13}$$

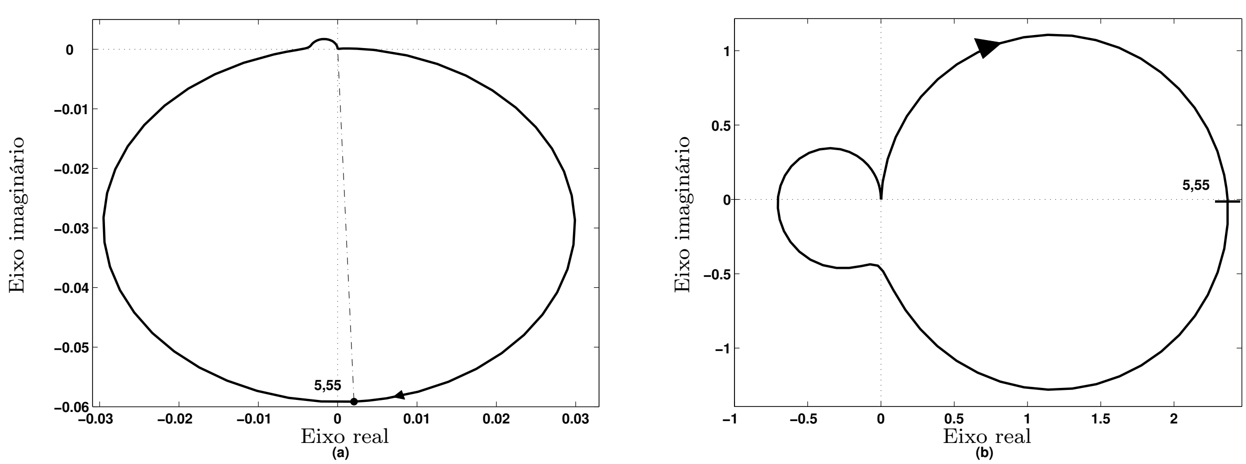


Figura 5.45: Gráficos polares (a) $\Delta I_{2-1}(s)/\Delta V_{POD}(s)$, (b) $(\Delta I_{2-1}(s)/\Delta V_{POD}(s)).POD_{10}(s)$.

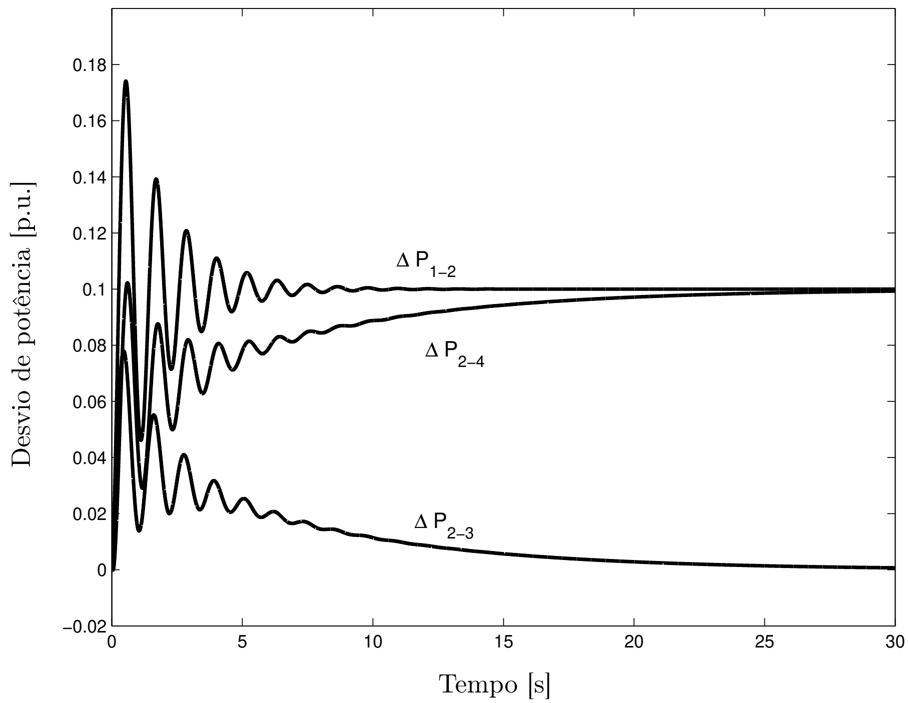


Figura 5.46: Resposta ao degrau; estabilizador derivado de ΔI_{2-1} (POD_{10}).

5.4.1 Evitando Problemas com os Controles do *SSSC* Durante Contingências

Problemas com os controles do *SSSC* podem ocorrer durante contingências críticas. Considere a situação na qual a linha 2-4 foi desconectada em decorrência de um distúrbio e os dois controles do *SSSC* (PI e *POD*) permaneceram ativados. Nessa situação, a análise dos autovalores indica completa falta de torque sincronizante com um autovalor localizado na origem ($\lambda = 0$). Esse problema ocorre porque o controlador PI do *SSSC* age de forma a manter constante o fluxo de potência na linha 2-3 não levando em consideração os desvios, em regime permanente, dos ângulos e das magnitudes das tensões das barras 2 e 3. O autovalor na origem não aparece quando a linha 2-4 está conectada e fornecendo um caminho paralelo livre para as trocas de potência sincronizante entre o gerador e o barramento infinito.

Nas Figuras 5.47 (a) e (b), nas quais são mostradas respostas ao degrau de 1% na potência mecânica do gerador, pode ser verificada a ocorrência de sérios problemas de controle. Na Figura 5.47 (a) é visto que o valor final de ΔP_{1-2} é igual a ΔP_m (0,01). Uma vez que a referência do *SSSC* é mantida constante ($\Delta X_{ref} = 0$), um contínuo erro é sempre visto pelo controlador PI fazendo com que a ação do mesmo não seja finalizada. Assim, a tensão série V_s irá decrescer indefinidamente até que o limite do *SSSC*, no modelo não linear, seja atingindo. Também é verificado que ΔP_{2-3} acomoda-se no mesmo valor de ΔP_{1-2}. Na Figura 5.47 (b) é visto que após a aplicação do degrau as magnitudes das tensões das barras 2 e 3 sofrem um contínuo decréscimo evidenciando a completa falta de torque sincronizante em regime permanente.

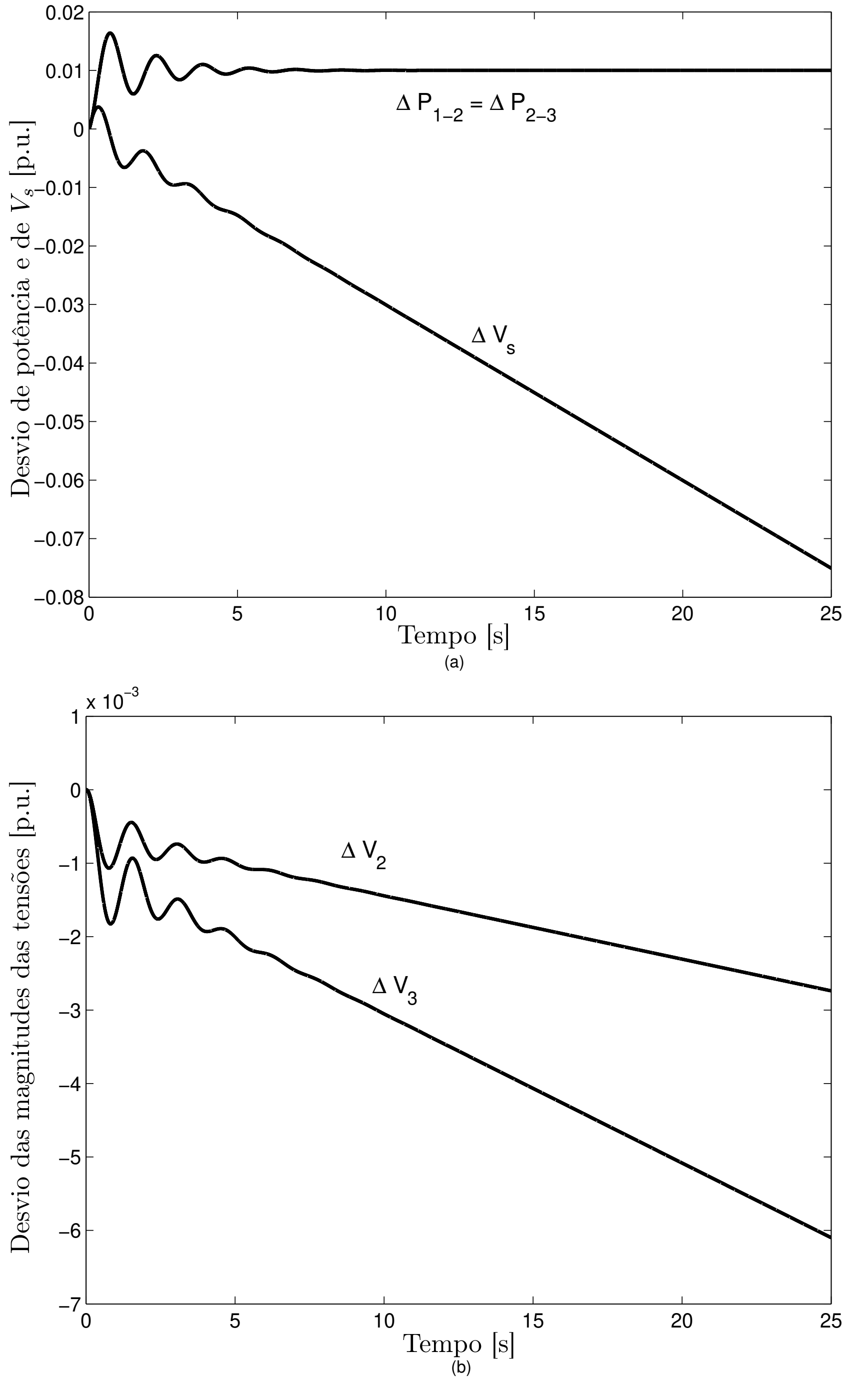
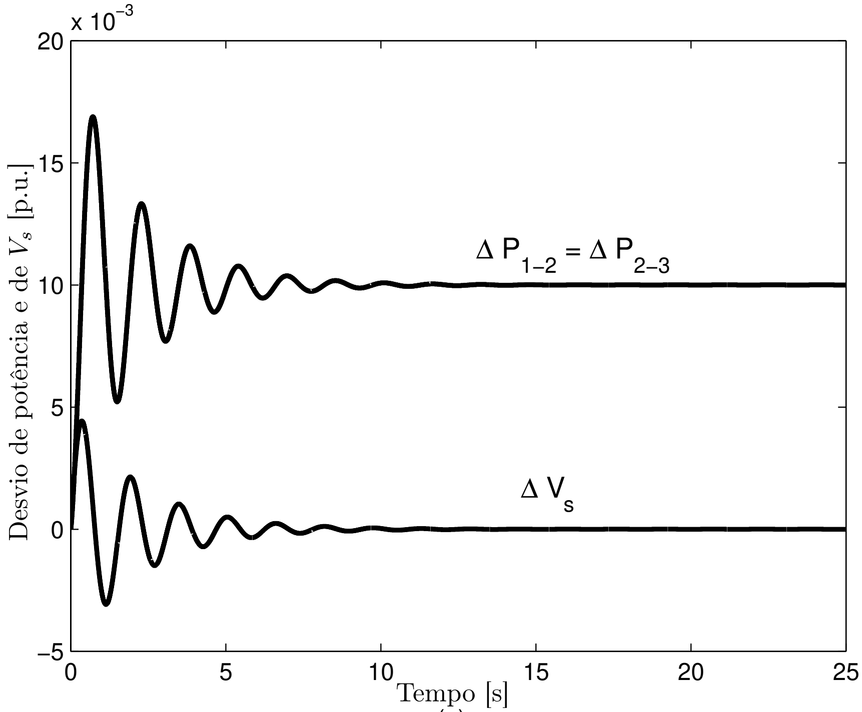
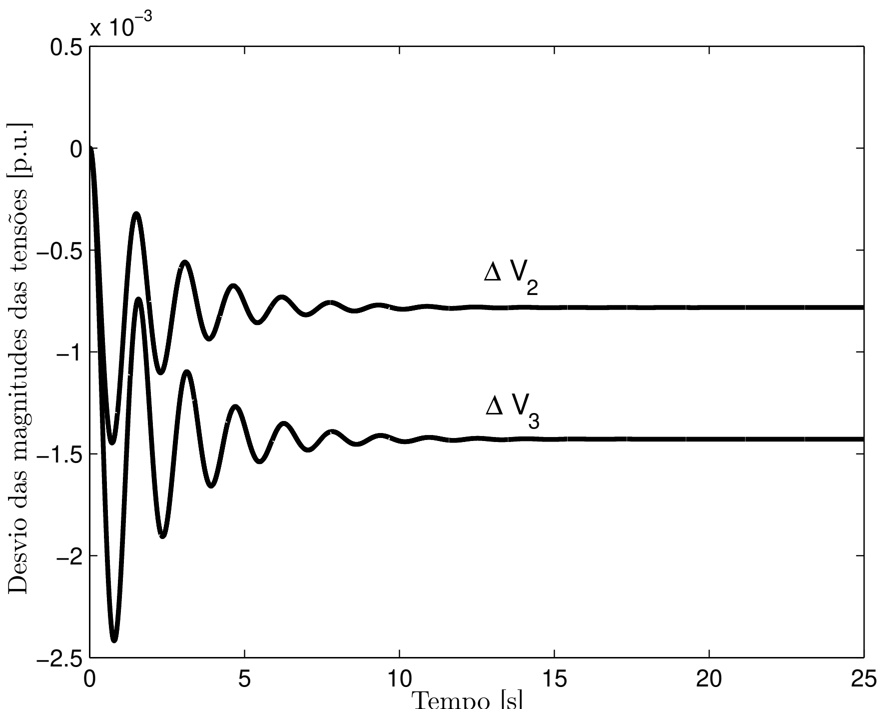


Figura 5.47: Resposta ao degrau; linha 2-4 desconectada e controlador PI ativado

O controle do fluxo de potência através das estratégias de "potência constante" e "ângulo constante" é somente realizável se o sistema possuir duas ou mais linhas paralelas. Portanto,



(a)



(b)

Figura 5.48: Resposta ao degrau; linha 2-4 desconectada e controlador PI desativado

para evitar a situação incontrolável ($\lambda = 0$), faz-se necessário um esquema especial de proteção com o objetivo de inibir a ação do controlador PI durante contingências críticas. O controlador *POD* deve permanecer ativado, uma vez que é importante manter o amortecimento do modo eletromecânico em um nível satisfatório.

Nas Figuras 5.48 (a) e (b) é mostrada a resposta ao degrau para o caso no qual o controlador PI foi desativado. Nessa condição, não se observa a presença de um autovalor na origem e, consequentemente, o sistema possui adequado torque sincronizante permanecendo estável em regime permanente.

Capítulo 6

Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

NESSA dissertação de mestrado o problema de estabilidade de ângulo a pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência foi abordado. Em todo o estudo foi utilizado o Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP), uma alternativa ao clássico modelo Heffron-Phillips (MHP). A análise da estabilidade e o projeto dos estabilizadores *PSS* e *POD* foram realizados usando a análise modal, bifurcações de Hopf, gráficos do lugar das raízes, torque de amortecimento, e técnicas de resposta no domínio da frequência e do tempo.

No Capítulo 4 foi mostrado que o MSP permite a inclusão de controladores *FACTS* no modelo do sistema de uma forma mais simples e prática do que a conseguida com o MHP. No Capítulo 5, explorando o potencial do MSP juntamente com os *toolboxes* de controle do programa *MATLAB*, diversas simulações e análises foram realizadas considerando-se três sistemas teste largamente utilizados na literatura em estudos de estabilidade angular. A partir dos resultados dessas simulações algumas conclusões devem ser ressaltadas:

1. Os controladores *FACTS* apresentam um grande potencial para o amortecimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência assim como para estender o limite de estabilidade de ângulo a pequenas perturbações dos sistemas.

2. A escolha do tipo de controlador (derivação ou série) a ser instalado em um sistema deve ser baseada em outra função que o mesmo possa desempenhar (controle de tensão, controle de fluxo de potência, etc), não em sua capacidade de amortecimento, já que se bem coordenado, qualquer equipamento *FACTS* (estudado nesse trabalho) é capaz de amortecer oscilações de forma adequada.

3. O *SSSC* exibe boa eficiência para desempenhar de forma conjunta controle de fluxo de

potência e amortecimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência. Nesse caso, uma lógica de proteção que iniba a ação do controlador PI durante contingências críticas deve ser implementada para se evitar sérios problemas de controle.

Uma observação importante é que embora os controladores *FACTS* exibam melhores desempenhos do que o *PSS* para estender os limites de estabilidade a pequenas perturbações dos sistemas, um cuidadoso estudo de custo-benefício deve ser realizado quando o uso de *FACTS* é considerado para o amortecimento de oscilações, dado o alto custo desses equipamentos em relação ao *PSS*.

A fim de se estender os resultados apresentados nesse trabalho, algumas possibilidades para trabalhos futuros são enumeradas a seguir:

1. Projeto de controladores para *FACTS* utilizando técnicas de controle robusto e adaptativo, bem como lógica nebulosa.

2. Estudar o desempenho de outros controladores *FACTS* para a melhoria da estabilidade de ângulo a pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência, tal como o *UPFC*.

3. Projeto de estabilizadores *POD* para *FACTS* instalados em sistemas de maior porte. Nesse caso, é fundamental a realização de estudos que indiquem os melhores pontos do sistema para a instalação dos equipamentos de forma a se obter maior eficiência no amortecimento das oscilações.

4. Avaliação do desempenho dos *FACTS* para amortecimento de oscilações eletromecânicas quando o sistema é submetido a grandes perturbações.

Referências Bibliográficas

[1] F. P. de Mello and C. Concordia, "Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control," *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, vol. 88, no. 4, pp. 316–329, 1969.

[2] W. G. Heffron and R. A. Phillips, "Effect of a modern amplidyne voltage regulator on underexcited operation of large turbine generators," *AIEE Trans.*, vol. 71, pp. 692–697, 1952.

[3] C. D. Vournas and R. J. Fleming, "A multivariable stabilizer for a multimachine generating plant," *Winter Power Meeting*, 1979.

[4] C. D. Vournas and B. C. Papadias, "Power system stabilization via parameter optimization - application to the hellenic interconnected system," *IEEE Trans.*, vol. PWRS-2, no. 3, pp. 615–623, 1987.

[5] H. Moussa and Y. Yu, "Dynamic interaction of multimachine power systems and excitation control," *IEEE Trans.*, vol. PAS-93, no. 4, 1974.

[6] S. M. Deckmann and V. F. da Costa, "A power sensitivity model for electromechanical oscillation studies," *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 9, no. 2, pp. 965–971, 1994.

[7] Y. H. Song and A. T. Johns, *Flexible AC Transmission System (FACTS)*. The Institute of Electrical Engineers, 1999.

[8] N. G. Hingorani and L. Gyugyi, *Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems*. IEEE Press - Jon Wiley & Sons, 2000.

[9] IEEE/CIGRE Joint Task Force on Stability Terms and Definitions, "Definition and classification of power system stability," *IEEE Transactions on Power System*, vol. 19, no. 3, pp. 1387–1401, 2004.

[10] P. Kundur, *Power System Control and Stability*. Editora Mc Graw-Hill, 1994.

[11] V. F. da Costa, *Modelo de Sensibilidade de Potência para Análise de Oscilações de Baixa Frequência em Sistemas de Energia Elétrica.* Tese de Doutorado FEEC / UNICAMP, 1992.

[12] H. F. Wang and F. J. Swift, "Capability of the static var compensator in damping power system oscillations," *IEE Proceedings on Generation, Transmission and Distribution*, vol. 143, no. 4, pp. 353–358, 1996.

[13] L. J. Cai and I. Erlich, "Simultaneous coordinated tuning of PSS and FACTS controller for damping power system oscillations in multi-machine systems," *IEEE Power Tech Conference Proceedings*, vol. 2, pp. 136–141, 2003.

[14] E. V. Larsen and D. A. Swann, "Applying power system stabilizers, part i: General concepts, part ii: Performance objectives and tuning concepts, part iii: Practical considerations," *IEEE Power Appar. Syst.*, vol. PAS-100, no. 12, pp. 3017–3046, 1981.

[15] P. W. Sauer and M. A. Pai, *Power System Dynamics and Stability.* Prentice Hall, 1998.

[16] E. H. Watanabe, P. G. Barbosa, K. C. Almeida, and G. N. Taranto, "Tecnologia FACTS - tutorial," *SBA Controle & Automação*, vol. 9, no. 1, pp. 39–55, 1998.

[17] R. Seydel, *Pratical Bifurcation and Stability Analysis: From Equilibrium to Chaos.* Second edition. New York: Springer-Verlag, 1994.

[18] N. Mithulananthan, C. A. Canizares, J. Reeve, and G. J. Rogers, "Comparison of PSS, SVC, and STATCOM controllers for damping power system oscillations," *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 18, no. 2, pp. 786–792, 2003.

[19] P. M. Anderson and A. A. Fouad, *Power System Control and Stability.* IEEE Press - John Wiley & Sons, 2003.

[20] F. J. Swift, H. F. Wang, and M. Li, "Analysis of controllable series compensator to suppress power system oscillations," *Sixth International Conference on AC and DC Power Transmission*, vol. 423, pp. 202–207, 1996.

[21] H. F. Wang and F. J. Swift, "A unified model for the analysis of FACTS devices in damping power system oscillations part i: Single-machine infinite-bus power systems," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 12, no. 2, pp. 941–946, 1997.

[22] H. F. Wang, M. Li, and F. J. Swift, "FACTS-based stabilizer designed by the phase compensation method part i: Single-machine infinite-bus power systems," *APSCOM - 97*, pp. 638–642, 1997.

[23] H. F. Wang, "Damping function of unified power flow controller," *IEE Proceedings on Generation, Transmission and Distribution*, vol. 146, no. 1, pp. 81–87, 1999.

[24] H. F. Wang, "Static synchronous series compensator to damp power system oscilation," *Electric Power System Research*, vol. 54, no. 8, pp. 113–119, 1999.

[25] H. F. Wang, "Interaction analysis and co-ordination of SVC voltage and damping control," *DRPT International Conference*, pp. 361–365, 2000.

[26] N. Tambey and M. L. Kothari, "Unified power flow controller (UPFC) based damping controller for damping low frequency oscillations in a power system," *IE(I) Journal-EL*, vol. 84, pp. 35–41, 2003.

[27] C. Liu, S. X. Zhou, and Z. H. Feng, "Using decoupled characteristic in the synthesis of stabilizers in multimachine systems," *IEEE Trans.*, vol. PWRS-2, no. 1, pp. 31–36, 1987.

[28] D. A. Alves, L. C. P. da Silva, and V. F. da Costa, "Um modelo de sensibilidade de potência incluindo enrolamentos amortecedores dos geradores para estudos de oscilações eletromecânicas," *Congresso Brasileiro de Automática*, pp. 241–246, 2000.

[29] V. F. da Costa and S. M. Deckmann, "Synchronizing and damping torques obtained from a power sensitivity model," *System Dynamic Performance CIGRÉ Study Committee 38*, 1993.

[30] IEEE FACTS Working Group 15.05.15 in cooperation with CIGRE, "Facts overview," *IEEE Special Publication*, vol. 96-TP-108, 1996.

[31] N. Martins and L. Lima, "Eigenvalue and frequency domain fo small-signal electromechanical stability problems," *IEEE Symposium on Application of Eigenanalysis and Frequency Domain Methods for System Dynamic Performance*, vol. Special Publication 90TH0292-3 PWR, pp. 17–33, 1990.

[32] M. Norrozian and G. Anderson, "Damping of power system oscillations by use of controllable components," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 9, no. 4, pp. 2046–2054, 1994.

[33] L. Rouco and F. L. Pagola, "An eigenvalue sensitivity approach to location and controller design of controllable series capacitors for damping power system oscillations," *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 12, no. 4, pp. 1660–1666, 1997.

[34] N. Yang, Q. Liu, and J. D. McCalley, "TCSC controller design for damping inter-area oscillations," *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 13, no. 4, pp. 1304–1310, 1998.

[35] C. Gama, R. L. Leoni, J. C. Salomão, J. B. Gribel, R. Fraga, M. Eiras, W. Ping, A. Ricardo, and J. Cavalcanti, "Application of thyristor controlled series compensation (TCSC) to damp inter-area oscillation mode," *SEPOPE Conference*, 1998.

[36] C. Gama, "Brazilian north-south interconnection - control application and operating experience with a TCSC," *IEEE PES Summer Meeting*, vol. 2, pp. 1103–1108, 1999.

[37] A. F. Domingues, *Aplicação de Dispositivos FACTS para o Amortecimento de Oscilações Eletromecânicas de Baixa Frequência em Sistemas de Energia Elétrica.* Tese de Mestrado FEEC/UNICAMP, 2001.

[38] A. B. Nassif, *Análise da Estabilidade de Ângulo e de Tensão de Sistemas Elétricos de Potência Sujeitos a Pequenas Perturbações.* Tese de Mestrado FEEC/UNICAMP, 2004.

[39] R. L. Araujo Jr and P. B. Araujo, "Modelo linear do sistema elétrico de potência com a inclusão do compensador estático de reativos," *CBA 2002*, pp. 2840–2845, 2002.

[40] IEEE Special Stability Controls Working Group, "Static var compensator model for power flow and dynamic performance simulation," *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 9, no. 1, pp. 229–240, 1994.

[41] N. Martins, H. J. C. P. Pinto, and J. J. Paserba, "TCSC controls for line scheduling and system oscillation damping - results for a small example system," *Proceedings of 13th Power System Computation Conference (PSCC), Trondheim, Norway*, pp. 1244–1251, 1999.

[42] L. Rouco and F. L. Pagola, "On the sign of feedback applied by power system damping controllers," *IEEE Porto Power Tech Conference 2001*, vol. 2, p. 7, 2001.

[43] L. Chun, J. Qirong, X. Xiarong, and W. Zhonghong, "Rule-based control for STATCOM to increase power system stability," *Power System Technology, Proceedings 1998 International Conference on POWERCON*, vol. 1, pp. 372–376, 1998.

[44] A. H. M. A. Rahim, S. Al-Baiyat, and H. M. Al-Maghrabi, "Robust damping controller design for a static compensator," *IEE Proc.-Gener. Transm. Distrib.*, vol. 149, no. 4, pp. 491–496, 2002.

[45] L. Gyugyi, "Dynamic compensation of AC transmission line by solid state synchronous voltage sources," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 9, pp. 904–911, 1994.

[46] K. Duangkamol, Y. Mitani, K. Tsuji, and M. Hojo, "Fault current limiting and power system stabilization by static synchronous series compensator," *IEEE Power System Technology, Proceedings. PowerCon 2000*, vol. 3, no. 8, pp. 1581–1586, 2000.

[47] P. Kumkratug and M. H. Haque, "Improvement of stability region and damping of a power system by using SSSC," *IEEE PES*, 2003.

[48] K. Ogata, *Modern Control Engineering.* Prentice Hall International, 1970.

[49] B. C. Kuo, *Automatic Control Systems.* Prentice Hall International, 1995.

[50] R. C. Dorf and R. H. Bishop, *Sistemas de Controle Modernos.* LTC, 2001.

[51] E. V. Larsen, C. E. J. Bowler, B. Damsky, and S. Nilsson, "Benefits of thyristor controlled series compensation," *CIGRE Paper*, vol. 14/37/38-04, 1992.

[52] E. V. Larsen, J. J. S. Gasca, and J. H. Chow, "Concepts for design of FACTS controllers to damp power swings," *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 10, no. 2, pp. 948–956, 1995.

Apêndice A

Coeficientes de Sensibilidade de Potência

Esse apêndice fornece as expressões dos coeficientes de sensibilidades de potência utilizados na modelagem dos sistemas (máquina - barramento infinito) apresentados nos Capítulos 3 e 4 (sistemas das Figuras 3.1, 4.12 e 4.15).

A.1 Sistema Isolado (Figura 3.1)

- Gerador [1]

Coeficientes de sensibilidade potência ativa

$$A1_g = \frac{\partial P_g}{\partial(\delta - \theta_t)} = \frac{V_t E'_q}{X'_d} \cos(\delta - \theta_t) + V_t^2 \cos 2(\delta - \theta_t) \left[\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X'_d}\right] \tag{A.1}$$

$$A2_g = \frac{\partial P_g}{\partial E'_q} = \frac{V_t}{X'_d} \sin(\delta - \theta_t) \tag{A.2}$$

$$A3_g = \frac{\partial P_g}{\partial V_t} = \frac{E'q}{X'_d} \sin(\delta - \theta_t) + V_t \sin 2(\delta - \theta_t) \left[\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X'_d}\right] \tag{A.3}$$

[1] As expressões dos coeficientes de sensibilidade do gerador são os mesmas para os três sistemas.

Coeficientes de sensibilidade de potência reativa

$$R1_g = \frac{\partial Q_g}{\partial(\delta - \theta_t)} = \frac{V_t E'_q}{X'_d} \sin(\delta - \theta_t) - V_t^2 \sin 2(\delta - \theta_t) \left[\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X'_d}\right] \tag{A.4}$$

$$R2_g = \frac{\partial Q_g}{\partial E'_q} = \frac{V_t}{X'_d} \cos(\delta - \theta_t) \tag{A.5}$$

$$R3_g = \frac{\partial Q_g}{\partial V_t} = \frac{E'_q}{X'_d} \cos(\delta - \theta_t) - V_t[1 - \cos 2(\delta - \theta_t)] \left[\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X'_d}\right] - 2\frac{V_t}{X'_d} \tag{A.6}$$

Coeficientes de reação da armadura

$$K_V = \left[\frac{X_d - X'_d}{X'_d}\right] \cos(\delta - \theta_t) \tag{A.7}$$

$$K_A = \left[\frac{X_d - X'_d}{X'_d}\right] \sin(\delta - \theta_t) \tag{A.8}$$

- Rede

Coeficientes de sensibilidade de potência ativa

$$A1_e = \frac{\partial P_e}{\partial \theta_t} = \frac{V_t V_o}{X_e} \cos \theta_t \tag{A.9}$$

$$A2_e = \frac{\partial P_e}{\partial V_t} = \frac{V_o}{X_e} \sin \theta_t \tag{A.10}$$

Coeficientes de sensibilidade de potência reativa

$$R1_e = \frac{\partial Q_e}{\partial \theta_t} = \frac{V_t V_o}{X_e} \sin \theta_t \tag{A.11}$$

$$R2_e = \frac{\partial Q_e}{\partial V_t} = 2\frac{V_t}{X_e} - \frac{V_o}{X_e}\cos\theta_t \tag{A.12}$$

A.2 Sistema Isolado Incluindo um SVC (Figura 4.12)

- Rede

Coeficientes de sensibilidade de potência ativa

$$A1_e = \frac{\partial P_e}{\partial(\theta_t - \theta_m)} = \frac{V_t V_m}{X_e}\cos(\theta_t - \theta_m) \tag{A.13}$$

$$A2_e = \frac{\partial P_e}{\partial V_t} = \frac{V_m}{X_e}\sin(\theta_t - \theta_m) \tag{A.14}$$

$$A3_e = \frac{\partial P_e}{\partial V_m} = \frac{V_t}{X_e}\sin(\theta_t - \theta_m) \tag{A.15}$$

$$A1_m = \frac{\partial P_m}{\partial(\theta_m - \theta_t)} = \frac{V_m V_t}{X_e}\cos(\theta_m - \theta_t) \tag{A.16}$$

$$A2_m = \frac{\partial P_m}{\partial V_t} = \frac{V_m}{X_e}\sin(\theta_m - \theta_t) \tag{A.17}$$

$$A3_m = \frac{\partial P_m}{\partial V_m} = \frac{V_t}{X_e}\sin(\theta_m - \theta_t) \tag{A.18}$$

$$A1_s = \frac{\partial P_s}{\partial \theta_m} = \frac{V_m V_o}{X_s}\cos\theta_m \tag{A.19}$$

$$A2_s = \frac{\partial P_s}{\partial V_m} = \frac{V_o}{X_e}\sin\theta_m \tag{A.20}$$

Coeficientes de sensibilidade de potência reativa

$$R1_e = \frac{\partial Q_e}{\partial(\theta_t - \theta_m)} = \frac{V_t V_m}{X_e}\sin(\theta_t - \theta_m) \tag{A.21}$$

$$R2_e = \frac{\partial Q_e}{\partial V_t} = 2\frac{V_t}{X_e} - \frac{V_m}{X_e}\cos(\theta_t - \theta_m) \tag{A.22}$$

$$R3_e = \frac{\partial Q_e}{\partial V_m} = -\frac{V_t}{X_e}\cos(\theta_t - \theta_m) \tag{A.23}$$

$$R1_m = \frac{\partial Q_m}{\partial(\theta_m - \theta_t)} = \frac{V_t V_m}{X_e}\sin(\theta_m - \theta_t) \tag{A.24}$$

$$R2_m = \frac{\partial Q_m}{\partial V_t} = -\frac{V_m}{X_e}\cos(\theta_m - \theta_t) \tag{A.25}$$

$$R3_m = \frac{\partial Q_m}{\partial V_m} = 2\frac{V_m}{X_e} - \frac{V_t}{X_e}\cos(\theta_m - \theta_t) \tag{A.26}$$

$$R1_s = \frac{\partial Q_s}{\partial \theta_m} = \frac{V_m V_o}{X_s}\sin\theta_m \tag{A.27}$$

$$R2_s = \frac{\partial Q_s}{\partial V_m} = 2\frac{V_m}{X_e} - \frac{V_o}{X_e}\cos\theta_m \tag{A.28}$$

A.3 Sistema Isolado Incluindo um *SSSC* (Figura 4.15)

- Rede

Coeficientes de sensibilidade de potência ativa

$$A1_e = \frac{\partial P_e}{\partial \theta_t} = \frac{V_t V_o}{X_L}\cos\theta_t + \frac{V_t V_o V_s}{X_L}\left[\frac{\cos\theta_t}{\sqrt{u}} - \frac{V_t V_o \sin^2\theta_t}{\sqrt{u^3}}\right] \tag{A.29}$$

$$A2_e = \frac{\partial P_e}{V_t} = \frac{V_o}{X_L}\sin\theta_t + \frac{V_o V_s}{X_L}\sin\theta_t\left[\frac{1}{\sqrt{u}} - \frac{V_t(V_t - V_o\cos\theta_t)}{\sqrt{u^3}}\right] \tag{A.30}$$

$$A4_e = \frac{\partial P_e}{\partial V_s} = \frac{V_t V_o}{X_l}\frac{\sin\theta_t}{\sqrt{u}} \tag{A.31}$$

sendo $u = V_t^2 + V_o^2 - 2V_t V_o \cos\theta_t$.

Coeficientes de sensibilidade de potência reativa

$$R1_e = \frac{\partial Q_e}{\partial \theta_t} = \frac{V_t V_o}{X_L}\sin\theta_t + \frac{V_t V_o V_s}{X_L}\sin\theta_t\left[\frac{1}{\sqrt{u}} + \frac{V_t(V_o\cos\theta_t - V_t)}{\sqrt{u^3}}\right] \tag{A.32}$$

$$R2_e = \frac{\partial Q_e}{\partial V_t} = 2\frac{V_t}{X_L} - \frac{V_o}{X_L}\cos\theta_t - \frac{V_s}{X_L}\left[\frac{V_o\cos\theta_t - 2V_t}{\sqrt{u}} - \frac{V_t(V_t - V_o\cos\theta_t)(V_o\cos\theta_t - V_t)}{\sqrt{u^3}}\right] \tag{A.33}$$

$$R4_e = -\frac{V_t}{X_L}\frac{(V_o\cos\theta_t - V_t)}{\sqrt{u}} \tag{A.34}$$

Apêndice B

Obtenção do Torque Sincronizante e de Amortecimento

Esse apêndice descreve o procedimento utilizado para a decomposição do torque elétrico em componentes sincronizante e de amortecimento para um sistema isolado (gerador-barramento infinito). Os coeficientes T_s e T_d são obtidos diretamente da forma de estado do MSP usando o programa MATLAB de acordo com o procedimento descrito em seguida.

B.1 Procedimento

O ponto chave para decomposição do torque elétrico consiste na obtenção da função de transferência $H(s)$ que relaciona a entrada $\Delta\delta$ (variação angular do rotor) com a saída ΔT_E (variação do torque elétrico) da seguinte forma:

$$\Delta T_E(s) = H(s)\Delta\delta(s) \tag{B.1}$$

Considere o sistema representado na forma de estado (conjunto de equações (2.18)) na qual os vetores Δu e Δy são dados por:

$$\Delta u = [\Delta T_m \ ; \ \Delta V_{t_{ref}}] \tag{B.2}$$

$$\Delta y = [\Delta T_E \ ; \ \Delta\delta] \tag{B.3}$$

A função de transferência $H(s)$ pode ser obtida da seguinte forma:

$$H(s) = \frac{H_1(s)}{H_2(s)} \tag{B.4}$$

sendo $H_1(s)$ a função de transferência entre a entrada ΔT_m e a saída ΔT_E, e $H_2(s)$ a função de transferência entre ΔT_m e a saída $\Delta\delta$.

Uma vez que a função $H(s)$ foi determinada, fazendo $s = j\omega$ e decompondo a equação (B.1) em partes real e imaginária, obtém-se:

$$\Delta T_E(j\omega) = Re[H(j\omega)]\Delta\delta(j\omega) + jIm[H(j\omega)]\Delta\delta(j\omega) \tag{B.5}$$

Tem-se que:

$$\Delta\omega(s) = s\Delta\delta(s) \tag{B.6}$$

novamente fazendo $s = j\omega$ e reescrevendo (B.6) em p.u. na base ω_o:

$$\Delta\omega(j\omega) = j\frac{\omega}{\omega_o}\Delta\delta(j\omega) \tag{B.7}$$

Isolando-se o termo $j\Delta\delta(j\omega)$ em (B.7):

$$j\Delta\delta(j\omega) = \frac{\omega_o}{\omega}\Delta\omega(j\omega) \tag{B.8}$$

e substituindo-o em (B.5), obtém-se:

$$\Delta T_E(j\omega) = Re[H(j\omega)]\Delta\delta(j\omega) + Im[H(j\omega)]\frac{\omega_o}{\omega}\Delta\omega(j\omega) \tag{B.9}$$

na qual, $T_s = Re[H(j\omega)]\Delta\delta(j\omega)$ e $T_d = Im[H(j\omega)]\frac{\omega_o}{\omega}\Delta\omega(j\omega)$ são, respectivamente, as parcelas de torque sincronizante e de amortecimento.

Assim, a obtenção do torque sincronizante e de amortecimento pode ser realizada através dos seguintes passos:

1. Calcular o fluxo de carga e inicializar as variáveis dinâmicas.

2. Determinar os coeficientes de sensibilidades do MSP e montar o sistema na forma de estado.

3. Calcular a frequência natural (ω_n) e a taxa de amortecimento (ζ) do modo eletromecânico utilizando a seguinte função:

$$[\ \omega_n\ ,\ \zeta\ ] = damp(\mathcal{A});$$

4. Obter a função $H(s)$ através da seguinte sequência de comandos [1]:

$$
\begin{aligned}
sys11 &= sys(\ '\ \Delta T_E\ '\ ,\ '\ \Delta T_m\ '\ );\\
sys21 &= sys(\ '\ \Delta \delta\ '\ ,\ '\ \Delta T_m\ '\ );\\
H_1(s) &= tf(sys11);\\
H_2(s) &= tf(sys21);\\
H(s) &= \frac{H_1(s)}{H_2(s)};
\end{aligned}
$$

5. Determinar as componentes real e imaginária de $H(s)$, para $s = j\omega_n$, usando a seguinte função:

$$[R_e, I_m] = nyquist(H(s), \omega_n);$$

6. E, finalmente, calcular os coeficientes de torque sincronizante (T_s) e de amortecimento (T_d):

$$
\begin{aligned}
T_s &= R_e;\\
T_d &= \frac{\omega_o}{\omega_n} I_m;
\end{aligned}
$$

[1] A variável "sys" corresponde ao sistema na forma de espaço de estados representado pelo conjunto de matrizes [$\mathcal{A}$, $\mathcal{B}$, $\mathcal{C}$, $\mathcal{D}$].

Apêndice C

Dados dos Sistemas

Esse apêndice fornece os dados utilizados em dois sistemas teste analisados no Capítulo 5, o sistema multimáquinas (Figura 5.17) e o sistema isolado da Figura 5.33.

C.1 Dados do Sistema Multimáquinas

Tabela C.1: Dados das linhas em p.u. na base de 100 MVA.

Linha		Parâmetros		
Início	Fim	R	X_L	b_c
1	2	-	0,025	0,04375
2	5	-	0,010	0,01750
3	4	-	0,025	0,04375
4	6	-	0,010	0,01750
5	6	-	0,220	0,38500

Tabela C.2: Dados dos geradores e reguladores de tensão.

X_d	X_q	X'_d	X'_q	T'_{do}	T'_{qo}	R_a	H	K_e	T_e
1,8	1,7	0,3	0,55	8,0	0,4	0,0025	6,500 para G_1 e G_2 6,175 para G_3 e G_4	200	0,01

Reatâncias e resistências são dadas em p.u. na base de 900 MVA; Constantes de tempo e inércias em segundos. Os geradores são representados por um modelo de 4ª ordem e os reguladores de tensão por um modelo de 1ª ordem.

C.2 Dados dos Sistema da Figura 5.33

Tabela C.3: Reatância das linhas em p.u..

Linha		Reatância
Início	Fim	X_L
1	2	0,1
2	3	0,9
2	4	0,9
3	4	0,3

Apêndice D

Artigos Publicados e Submetidos durante o Projeto de Mestrado

- A. B. Nassif, M. S. Castro, V. F. da Costa e L. C. P. da Silva, "Comparação do *PSS*, *SVC* e *STATCOM* no Amortecimento de Oscilações de Modo Local em Sistemas de Potência", XV Congresso Brasileiro de Automática (CBA 2004), Gramado, Brasil, Setembro de 2004.

- M. S. Castro, A. B. Nassif, V. F. da Costa and L. C. P. da Silva, "Impacts of FACTS Controllers on Damping Power System Electromechanical Oscillations", IEEE T&D Latin America 2004, São Paulo, Brasil, Novembro de 2004.

- M. S. Castro, H. M. Ayres, V. F. da Costa, L. C. P. da Silva, "Analysis of PSS and SSSC Controllers Effects on Power System Oscillations Damping", aceito para apresentação no 8^o Congresso Brasileiro de Eletrônica de Potência (COBEP 2005), Recife, Brasil.

- H. M. Ayres, M. S. Castro, V. F. da Costa, L. C. P. da Silva, "Effects of STATCOM and UPFC on Small Signal Power Systems Voltage Stability", aceito para apresentação no 8^o Congresso Brasileiro de Eletrônica de Potência (COBEP 2005), Recife, Brasil.

- A. B. Nassif, M. S. Castro, V. F. da Costa and L. C. P. da Silva, "H_2 Norm-Oriented STATCOM for Damping Power System Oscillations", aceito para publicação na revista *Electric Power Components and Systems*.

- M. S. Castro, A. B. Nassif, V. F. da Costa and L. C. P. da Silva, "H_2 Norm-Oriented STATCOM for Damping Inter-area Oscillations", aceito para apresentação no IEEE PowerTech'2005, St. Petersburg, Rússia.