

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

“Estudo Comparativo do Modelo Linear de Heffron e Phillips e Modelo de Sensibilidade de Potência com a Inclusão dos Dispositivos FACTS SVC e TCSC”

MARCELO SANTOS SILVA

Orientador: Prof. Dr. Percival Bueno de Araujo

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia - UNESP – Campus de Ilha Solteira, para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de Conhecimento: Automação.

Ilha Solteira – SP
Fevereiro/2008

FICHA CATALOGRÁFICA

Elaborada pela Seção Técnica de Aquisição e Tratamento da Informação/Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação da UNESP-Ilha Solteira

Silva, Marcelo Santos.

S586e Estudo comparativo do modelo linear de Heffron e Phillips e modelo de sensibilidade de potência com a inclusão dos dispositivos FACTS SVC e TCSC / Marcelo Santos
Silva. -- Ilha Solteira : [s.n.], 2008
121 f. : il.

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Automação, 2008

Orientador: Percival Bueno de Araujo
Bibliografia: p. 115-118

1. Energia elétrica – Transmissão. 2. Matemática – Desenvolvimento. 3. Modelo linear de Heffron e Phillips. 4. Modelo de sensibilidade de potência.

Aos Meus Pais

Celso Felisberto da Silva

e Jussara Santos Silva

Dedico

Ao meu filho Leonardo S. Silva.

Ao meu irmão e amigo, Rodrigo S. Silva.

Ao meu orientador Percival Bueno de Araujo.

À minha avó Odila, à minha família e a todos os meus amigos.

Ofereço

Agradecimentos

Terminado este período de aprendizado tão longo, impossível deixar de lado algumas reflexões sobre isso.

Agradeço a DEUS por me permitir chegar até aqui, e ter colocado em minha vida muitas pessoas maravilhosas, como anjos, dentro deste novo caminho que Ele me proporcionou trilhar.

Agradeço aos meus pais, pessoas que mais estimo e admiro, por toda a dedicação, amor e apoio, sem os quais jamais chegaria até aqui, melhores pais do mundo.

Ao meu filho pelo amor e compreensão às minhas faltas como pai durante minha caminhada na busca da conquista deste sonho.

Ao meu irmão quase sempre distante, mas sempre me apoiando no percurso deste trabalho.

Ao meu orientador, professor Percival Bueno de Araujo, por ter acreditado em mim, pela sua paciência, sua generosidade, por ter me aceitado após um período em que me ausentei por motivos financeiros e pelo auxílio significativo que me deu nessa empreitada; o admiro muito por não medir esforços para hora de trabalho, e na sala de aula, um professor exemplo.

Aos professores doutores Laurence Duarte Colvara, Anna Diva Plasencia Lotufo, Olivio Carlos Nascimento Souto, Farid Carvalho Mauad, Maria Aparecida Nascimento, Sidnei Motta, Nazim Chubaci, Roberto Pinheiro Gatsios, Jadis Santis, João B. Romero, Walter H. Bernadelli, entre outros.

Aos professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Faculdade de Engenharia - Unesp - Campus de Ilha Solteira, pela busca contínua da excelência da qualidade dos trabalhos e condições de realização dos mesmos.

Aos amigos Carlos (Peruano), André (Cuiabá) e Marcelo Sanches que dispensaram muita dedicação em me auxiliar nos momentos em que me encontrava em pleno deserto de idéias.

Não poderia deixar de citar os amigos Elcio, Wesley, Cra, Fabiano, Soneca, Mazão, Anastácio, Capotão, Piuí, Ricardo (Bico Doce), BJ, Renato (Pancho), Pgmeu,

Ronaldo Pin, Araketu, José Choque, Tadao, Wendel, Corumbá, Rosca, Loana, Koji, Jaine, Dárcio (Corintinha), Fausto, Adriano, Vlademir, Silvio, Wilington, Rudi, Hélio, Apio, Wander, Ana Cláudia, Jaqueline, Mário Estremote, Sérgio (Bruxo), Ricardo (Baiano), Quevedo, Nilton, Edilton, Guela, Potato, Carol, Renato (coelho), Rafael, André (Colina), Emerson, Cássio, Nadja, Marcela, Anacleto, Morinha, Perroni, Tatu, Tele-Tubs, Rogério, Carlos, Junão, Ézio, Rochinha, Ronaldo C. Luz, Leandro Magalhães, Maxwell, Morettis, Ernani, Cristiano, Ricardinho, Roda, Tripa, Bizerra, Cícero Barbosa, Romel, Flávia Néri, Renato Alterosa, Sebastião, Mário Leo, Chico, Francineudo, Undercleia, Reginaldo, Bandeira, Márcio, Tocantins.

Tio Gerônimo, tia Aparecida, Elza, Antônio, Noeli, Roseli, Leandro, Mazinho Vanessa, Felipe, Luiz, André, Márcio, Virgílio, Fabiana, Catarina, Bianca, Toninha, Neuzinha, Madalena, Edson, Fátima, Tereza, Zezé, Márcia, Ângela, Carla, Hugo, Mario Augusto, madrinha Rosa, Janaina Moreira, Fátima, Donizete, a todos os meus familiares que me ajudaram com palavras de incentivo, ajuda emocional e me forneceram a tranquilidade necessária para que pudesse vencer este desafio.

À Luzinete Maria de Oliveira, Maria Cristina de Sales, Deoclécio, José Roberto, Onilda Naves de Oliveira Akasaki, Adelaide Amaral dos Santos Passipieri, Maria Fátima Sabino, entre muitos outros funcionários da FEIS/UNESP agradeço por me ajudarem em diversas ocasiões.

À todos aqueles que, por um lapso, esqueci de mencionar e que foram importantes para a realização deste trabalho.

EPÍGRAFE

*Um homem terá pelo menos dado a
partida para a descoberta do sentido
da vida humana quando começar a plantar
árvores frondosas sob as quais sabe
muito bem que jamais se sentará.*

(D. Elton Trueblood)

Resumo

Com o crescimento do consumo de energia, aliado às restrições ambientais que dificultam a construção de unidades geradoras e/ou linhas de transmissão, os sistemas elétricos de potência se tornaram cada vez maiores e complexos. Para aumentar sua confiabilidade, diferentes sistemas foram interligados e passaram a trabalhar próximo de seus limites. Para melhorar a estabilidade e a eficiência destes sistemas, bem como torná-los mais flexíveis, começaram a ser utilizados os controladores FACTS.

Para o estudo da atuação destes controladores no sistema de energia elétrica é necessária a modelagem do próprio sistema, com a consideração dos FACTS.

Este trabalho apresenta estudos referentes à inclusão dos dispositivos FACTS em dois modelos lineares do sistema de potência: o conhecido como de “Heffron e Phillips” e o de “Sensibilidade de Potência”. Estes modelos se prestam ao estudo da estabilidade a pequenas perturbações de um sistema elétrico de potência.

São estudados inicialmente os modelos sem os compensadores e, na seqüência, os modelos são modificados para se considerar a atuação dos controladores FACTS.

A partir dos modelos são realizadas simulações, e os resultados obtidos são discutidos e conclusões são apresentadas a respeito da estabilidade a pequenas perturbações do sistema elétrico de potência.

ABSTRACT

The increase of power demand combined to environmental constraints, which has restrained the construction of new generation and transmission systems, has resulted in large, and even more complex than ever, electric power systems. Distinct systems have been interconnected to improve reliability and are projected to work around their limitation. Flexible AC Transmission Systems (FACTS) controllers have been employed to improve stability and efficiency, and give some flexibility to existing power systems.

Modeling and simulation of such systems are necessary to understand dynamic operation of FACTS controllers.

The present work presents studies related to the insertion of FACTS controllers into two linear power system models: the “Heffron and Philips” and the “power sensitivity”. These models are frequently used to evaluate small signal stability in electric power systems.

Firstly, models without compensating are studied. Afterward, the linear models are modified to include FACTS controllers.

From computing simulations, obtained results are discussed and conclusions are presented regarding the influence of FACTS controllers on small signal stability analysis.

Índice de Figuras

Figura 2.1: Diagrama Unifilar – Sistema MBI.....	23
Figura 2.2: Regulador Automático de Tensão.....	30
Figura 2.3: Diagrama de Blocos – Modelo de Heffron e Phillips – Sistema MBI.....	32
Figura 2.4: Diagrama Unifilar – Sistema MBI.....	33
Figura 2.5: Diagrama de Blocos – Modelo de Sensibilidade de Potência – Sistema MBI	46
Figura 3.1: Compensador Estático de Reativos – Esquema Básico	50
Figura 3.2: Sistema de Controle do SVC – Diagrama de Blocos.....	50
Figura 3.3: Compensador Série Controlado a Tiristor – Esquema Básico.....	53
Figura 3.4: Sistema de Controle do TCSC – Diagrama de Blocos	53
Figura 3.5: Diagrama Unifilar – Sistema MBI com SVC	54
Figura 3.6: Diagrama Unifilar – Sistema MBI com TCSC	62
Figura 3.7: Diagrama de Blocos – Modelo de Heffron e Phillips com FACTS – Sistema MBI.....	68
Figura 3.8: Diagrama Unifilar – Sistema MBI com SVC	68
Figura 3.9: Diagrama de Blocos – Modelo de Sensibilidade de Potência – Sistema MBI com SVC.....	74
Figura 3.10: Diagrama de Blocos – Modelo de Sensibilidade de Potência – Sistema MBI com TCSC.....	78
Figura 4.1: Variações da Velocidade Angular – $k_r = 10$	95
Figura 4.2: Variações da Tensão $v_m - k_r = 10$	95
Figura 4.3: Variações da Velocidade Angular – $k_r = 50$	96
Figura 4.4: Variações da Tensão $v_m - k_r = 10$	97
Figura 4.5: Trajetória dos Autovalores Reais do Sistema MBI – Influência do Ganho k_{DSVC}	100
Figura 4.6: Trajetória dos Autovalores de Modo Local de Oscilação do Sistema MBI – Influência do Ganho k_{DSVC}	101
Figura 4.7: Variações da Tensão na Barra Intermediária (Δv_m) – Influência do Ganho k_{DSVC}	102
Figura 4.8: Trajetória dos Autovalores do Modo Oscilatório do Controle de Tensão do Sistema MBI – Influência do Ganho k_{SVC}	104
Figura 4.9: Trajetória dos Autovalores de Modo Local de Oscilação do Sistema MBI – Influência do Ganho k_{SVC}	105
Figura 4.10: Variações da Tensão na Barra Intermediária (Δv_m) – Influência do Ganho k_{SVC}	106
Figura 4.11: Variações da Velocidade Angular do Rotor – Influência do Ganho k_{TCSC}	108
Figura 4.12: Variações do Ângulo Interno do Gerador – Influência do Ganho k_{TCSC} .	109

Índice de Tabelas

Tabela 4.1: Autovalores do Sistema MBI – Sem Controladores FACTS	92
Tabela 4.2: Autovalores Dominantes do Sistema MBI – Com e Sem Dispositivos FACTS	94
Tabela 4.3: Autovalores Dominantes do Sistema MBI – Controle de Tensão do SVC. 98	
Tabela 4.4: Autovalores do Sistema MBI – Influência do Controle de Amortecimento do SVC	99
Tabela 4.5: Autovalores do Sistema MBI – Influência do Controle de Tensão do SVC	103
Tabela 4.6: Autovalores do Sistema MBI – Influência do Controle de Amortecimento do TCSC	107
Tabela 4.7: $\Delta\delta$ em Regime Permanente – Influência do Controle de Amortecimento do TCSC	108

LISTA DOS PRINCIPAIS SÍMBOLOS

FACTS	: Flexible Alternated Current Transmission System
G_{RAT}	: função de transferência do regulador automático de tensão
MHP	: Modelo Heffron e Phillips
MSP	: Modelo de Sensibilidade de Potência
SVC	: Static Var Compensator
TCSC	: Thyristor Controlled Series Compensator
A_{1g}, A_{2g}, A_{3g}	: coeficientes de sensibilidade de potência ativa do gerador síncrono
A_{1e}, A_{2e}, A_{3e}	: coeficientes de sensibilidade de potência ativa da linha de transmissão entre a barra terminal e a barra intermediária “m”
$A_{1me}, A_{2me}, A_{3me}$: coeficientes de sensibilidade de potência ativa da linha de transmissão entre as barras intermediária “m” e terminal
$A_{1m\infty}, A_{2m\infty}$: coeficientes de sensibilidade de potência ativa da linha de transmissão entre as barras intermediária “m” e infinita
A_{XTCSC}	: coeficiente de sensibilidade de potência ativa do TCSC
B_{SVC}	: susceptância do SVC
B_1, B_2	: sub-matrizes da matriz de entrada ampliada do Modelo de Sensibilidade de Potência
$c_1 - c_3$: constantes da tensão na barra intermediária “m”
D	: coeficiente de amortecimento da máquina síncrona
e_a	: tensão que define a posição do eixo de quadratura da máquina síncrona
e_{ar}	: componente do eixo real da tensão que define a posição do eixo de quadratura da máquina síncrona
e_{am}	: componente do eixo imaginário da tensão que define a posição do eixo de quadratura da máquina síncrona
e_{ad}	: componente do eixo direto da tensão que define a posição do eixo de quadratura da máquina síncrona
e_{aq}	: componente do eixo em quadratura da tensão que define a posição do eixo de quadratura da máquina síncrona
$e^?$: tensão interna da máquina síncrona
$e^?_r$: componente do eixo real da tensão interna da máquina síncrona
$e^?_m$: componente do eixo imaginário da tensão interna da máquina síncrona

e'_d	: componente do eixo direto da tensão interna da máquina síncrona
e'_q	: componente do eixo em quadratura da tensão interna da máquina síncrona
e_{fd}	: tensão de campo da máquina síncrona
H	: constante de inércia da máquina síncrona
i_t	: corrente na linha de transmissão
i_r	: componente do eixo real da corrente na linha de transmissão
i_m	: componente do eixo imaginário da corrente na linha de transmissão
i_d	: componente do eixo direto da corrente na linha de transmissão
i_q	: componente do eixo em quadratura da corrente na linha de transmissão
i_1	: corrente da linha de transmissão entre a barra terminal e a barra intermediária “m”
i_2	: corrente da linha de transmissão entre a barra intermediária “m” e a barra infinita
i_{SVC}	: corrente que circula pelo SVC
$J_{11}, J_{12}, J_{21}, J_{22}$: sub-matrizes da matriz ampliada do Modelo de Sensibilidade de Potência
k_A, k_V	: coeficientes de reação de armadura do Modelo de Sensibilidade de Potência
$k_1 - k_9$: constantes do Modelo de Heffron e Phillips
k_r	: ganho do regulador automático de tensão
k_{SVC}	: ganho do controle de tensão do SVC
k_{DSVC}	: ganho do controle de amortecimento do SVC
k_{TCSC}	: ganho do controle de amortecimento do TCSC
M	: coeficiente de inércia = $2H$
P_m	: potência mecânica de entrada da máquina síncrona
P_e	: potência ativa de saída da barra terminal
P_G	: potência ativa entregue à barra terminal
P_{me}	: potência ativa entregue à barra intermediária “m”
$P_{m\infty}$: potência ativa de saída da barra intermediária “m”
P_{SVC}	: potência ativa consumida pelo SVC
Q_e	: potência reativa de saída da barra terminal
Q_G	: potência reativa entregue à barra terminal

Q_{me}	: potência reativa entregue à barra intermediária “m”
$Q_{m\infty}$: potência reativa de saída da barra intermediária “m”
Q_{SVC}	: potência reativa consumida pelo SVC
R_{1g}, R_{2g}, R_{3g}	: coeficientes de sensibilidade de potência reativa do gerador síncrono
R_{1e}, R_{2e}, R_{3e}	: coeficientes de sensibilidade de potência reativa da linha de transmissão entre a barra terminal e a barra intermediária “m”
$R_{1me}, R_{2me}, R_{3me}$: coeficientes de sensibilidade de potência reativa da linha de transmissão entre as barras intermediária “m” e terminal
$R_{1m\infty}, R_{2m\infty}$: coeficientes de sensibilidade de potência reativa da linha de transmissão entre as barras intermediária “m” e infinita
R_{1SVC}, R_{2SVC}	: coeficientes de sensibilidade de potência reativa do SVC
R_{XTCSC}	: coeficiente de sensibilidade de potência reativa do TCSC
s	: operador de Laplace
\bar{S}_G	: potência complexa gerada internamente na máquina síncrona
\dot{S}_G	: potência complexa entregue à barra terminal
\dot{S}_e	: potência complexa de saída da barra terminal
\dot{S}_{me}	: potência complexa entregue à barra intermediária “m”
$\dot{S}_{m\infty}$: potência complexa de saída da barra intermediária “m”
\dot{S}_{SVC}	: potência complexa consumida pelo SVC
T_m	: torque mecânico de entrada da máquina síncrona
T_e	: torque elétrico nos terminais da máquina síncrona
T_r	: constante de tempo do regulador automático de tensão
T'_{d0}	: constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto da máquina síncrona
T_α	: constante de tempo do circuito de disparo do SVC
T_{TCSC}	: constante de tempo do circuito de disparo do TCSC
v_t	: tensão terminal da máquina síncrona
v_r	: componente do eixo real da tensão terminal da máquina síncrona
v_m	: componente do eixo imaginário da tensão terminal da máquina síncrona
v_d	: componente do eixo direto da tensão terminal da máquina síncrona

V_q	: componente do eixo em quadratura da tensão terminal da máquina síncrona
V_∞	: tensão na barra infinita
$V_{\infty r}$: componente do eixo real da tensão na barra infinita
$V_{\infty m}$: componente do eixo imaginário da tensão na barra infinita
V_m	: tensão na barra intermediária “m”
V_{mr}	: componente do eixo real da tensão na barra intermediária “m”
V_{mm}	: componente do eixo imaginário da tensão na barra intermediária “m”
V_{md}	: componente do eixo direto da tensão na barra intermediária “m”
V_{mq}	: componente do eixo em quadratura da tensão na barra intermediária “m”
V_{ref}	: tensão de referência do regulador automático de tensão
V_{mref}	: tensão de referência da barra intermediária “m”
x_e	: reatância da linha de transmissão
x_1	: reatância da linha de transmissão entre a barra terminal e a barra intermediária “m”
x_2	: reatância da linha de transmissão entre a barra intermediária “m” e a barra infinita
x_d	: reatância síncrona de eixo direto da máquina síncrona
x'_d	: reatância transitória de eixo direto da máquina síncrona
x_q	: reatância síncrona de eixo de quadratura da máquina síncrona
X_{TCSC}	: reatância do TCSC
ω	: velocidade angular do rotor da máquina síncrona
ω_0	: velocidade síncrona = 377 (rads/s)
δ	: ângulo interno da máquina síncrona
θ	: ângulo da tensão terminal
γ	: ângulo da tensão interna da máquina síncrona
$\tilde{[]}$: representa um fasor
∂	: representa uma derivada parcial
$\overset{\circ}{[]}$: representa d/dt
Δ	: representa pequenas variações em torno de um ponto de equilíbrio

Índice

CAPÍTULO 1	17
Introdução.....	17
CAPÍTULO 2	22
Modelo Linear de Heffron e Phillips e Modelo de Sensibilidade de Potência.....	22
2.1. Introdução.....	22
2.2. Modelo Linear de Heffron e Phillips.....	23
2.2.1. Equações Básicas do Modelo de Heffron e Phillips.....	23
2.2.2. Torque Elétrico nos Terminais do Gerador Síncrono.....	25
2.2.3. Inclusão da Dinâmica do Circuito de Campo do Gerador Síncrono no MHP	26
2.2.4. Tensão Terminal do Gerador Síncrono	27
2.2.5. Interpretação Física das Constantes do MHP	28
2.2.6. Tensão na Barra Intermediária “m” (Tensão v_m)	28
2.2.7. Equações Eletromecânicas do Gerador Síncrono no MHP	30
2.2.8. Inclusão do Sistema de Excitação do Gerador Síncrono no MHP	30
2.2.9. Representações do Modelo Linear de Heffron e Phillips.....	31
2.3. Modelo de Sensibilidade de Potência.....	33
2.3.1. Equações Básicas do Modelo de Sensibilidade de Potência	34
2.3.2. Potências no Sistema MBI.....	35
2.3.3. Balanço de Potências no Sistema MBI.....	40
2.3.4. Inclusão da Dinâmica do Circuito de Campo do Gerador Síncrono no MSP	41
2.3.5. Interpretação Física das Constantes do MSP.....	41
2.3.6. Equações Eletromecânicas do Gerador Síncrono no MSP.....	42
2.3.7. Inclusão do Sistema de Excitação do Gerador Síncrono no MSP.....	43
2.3.8. Representações do Modelo de Sensibilidade de Potência.....	43
2.4. Conclusões.....	47
CAPÍTULO 3	48
Modelo Linear de Heffron e Phillips e Modelo de Sensibilidade de Potência com Dispositivos FACTS.....	48
3.1. Introdução.....	48
3.2. Compensador Estático de Reativos (SVC).....	49
3.2.1. Esquema de Controle Proposto para o SVC.....	50
3.3. Compensador Série Controlado a Tiristor (TCSC)	51
3.3.1. Esquema de Controle Proposto para o TCSC.....	53
3.4. Inclusão do SVC no Modelo Linear de Heffron e Phillips.....	54
3.4.1. Equações Básicas do Modelo de Heffron e Phillips com SVC.....	55
3.4.2. Torque Elétrico nos Terminais do Gerador Síncrono com um SVC em Operação.....	57

3.4.3.	Inclusão da Dinâmica do Circuito de Campo do Gerador Síncrono no MHP com SVC em Operação	58
3.4.4.	Tensão Terminal do Gerador Síncrono com SVC em Operação.....	59
3.4.5.	Interpretação Física das Constantes do MHP com SVC em Operação	60
3.4.6.	Tensão na Barra Intermediária “m” (Tensão v_m) com SVC em Operação.	60
3.4.7.	Equações Eletromecânicas do Gerador Síncrono no MHP com SVC em Operação.....	61
3.4.8.	Inclusão do Sistema de Excitação do Gerador Síncrono no MHP com SVC em Operação.....	61
3.5.	Inclusão do TCSC no Modelo Linear de Heffron e Phillips	62
3.5.1.	Equações Básicas do Modelo de Heffron e Phillips com TCSC.....	62
3.5.2.	Torque Elétrico nos Terminais do Gerador Síncrono com TCSC em Operação.....	63
3.5.3.	Inclusão da Dinâmica do Circuito de Campo do Gerador Síncrono no MHP com TCSC em Operação	64
3.5.4.	Tensão Terminal do Gerador Síncrono com TCSC em Operação	65
3.5.5.	Interpretação Física das Constantes do MHP com TCSC em Operação....	65
3.5.6.	Equações Eletromecânicas do Gerador Síncrono no MHP com TCSC em Operação.....	65
3.5.7.	Inclusão do Sistema de Excitação do Gerador Síncrono no MHP com TCSC em Operação.....	66
3.5.8.	Representações do Modelo Linear de Heffron e Phillips com Dispositivo FACTS	66
3.6.	Inclusão do SVC no Modelo de Sensibilidade de Potência.....	68
3.6.1.	Potências no Sistema MBI com SVC	69
3.6.2.	Balanco de Potências no Sistema MBI com SVC	70
3.6.3.	Representações do Modelo de Sensibilidade de Potência com SVC	71
3.7.	Inclusão do TCSC no Modelo de Sensibilidade de Potência	73
3.7.1.	Potências no Sistema MBI com TCSC.....	74
3.7.2.	Balanco de Potências no Sistema MBI com TCSC.....	76
3.7.3.	Representações do Modelo de Sensibilidade de Potência com TCSC	76
3.8.	Inclusão do Controle de Tensão do SVC no MHP e MSP	79
3.8.1.	Inclusão do Controle de Tensão do SVC no MHP	79
3.8.2.	Inclusão do Controle de Tensão do SVC no MSP	80
3.9.	Inclusão do Controle de Amortecimento do SVC no MHP e MSP.....	82
3.9.1.	Inclusão do Controle de Amortecimento do SVC no MHP	83
3.9.2.	Inclusão do Controle de Amortecimento do SVC no MSP	84
3.10.	Inclusão do Controle de Amortecimento do TCSC no MHP e MSP	86
3.10.1.	Inclusão do Controle de Amortecimento do TCSC no MHP	86
3.10.2.	Inclusão do Controle de Amortecimento do TCSC no MSP.....	87
3.11.	Conclusões.....	89
CAPÍTULO 4		91
Simulações e Resultados		91
4.1.	Introdução.....	91
4.2.	Sistema MBI sem Controladores FACTS	91
4.3.	Sistema MBI com Controladores FACTS	93
4.4.	Sistema MBI com Controlador FACTS SVC e Controle de Tensão	97

4.5. Sistema MBI com Controlador FACTS SVC e Controles de Tensão e Amortecimento	98
4.6. Sistema MBI com Controlador FACTS TCSC e Controle de Amortecimento.	107
4.7. Conclusões.....	109
CAPÍTULO 5	111
Conclusões Finais e Trabalhos Futuros	111
Referências Bibliográficas.....	115
Apêndice I. Matriz de Transformação de Coordenadas	119
Apêndice II. Dados do Sistema Exemplo	120
Anexo I. Artigos Publicados e Submetidos	121

CAPÍTULO 1

Introdução

A geração e a transmissão de energia elétrica são realizadas pelas concessionárias sempre com o intuito de atender com qualidade cada uma das áreas que consomem esta energia. A qualidade dos sistemas elétricos está principalmente relacionada com um planejamento detalhado de sua operação e proteção, além do conhecimento das suas condições de estabilidade.

Entende-se por estabilidade a capacidade do sistema de potência de encontrar um novo ponto de operação estável quando, operando inicialmente num dado ponto de equilíbrio, sofrer uma perturbação e se deslocar para outro ponto de operação que satisfaça as exigências do atendimento de demanda de seus consumidores.

Quando nos referimos às pequenas perturbações, isto é, variações normais de cargas nos barramentos, o estudo da estabilidade é chamado de “estabilidade dinâmica” e, mais recentemente de “estabilidade de pequenas perturbações” [1,2]. Neste caso as equações que descrevem um sistema elétrico são linearizadas em torno de um ponto de equilíbrio e o modelo matemático resultante é formado por um conjunto de equações diferenciais lineares, invariantes no tempo. Por este fato, técnicas de análise do Controle Clássico podem ser utilizadas para estudar o seu comportamento dinâmico. Dentre estas técnicas podem ser citados os diagramas de Bode, o critério de Nyquist e o critério de Routh [3].

O comportamento dinâmico do sistema de potência é satisfatoriamente estudado em sistemas do tipo máquina síncrona ligada a uma barra infinita (MBI), que é o tipo de

sistema que será tratado neste trabalho.

O barramento infinito é definido como uma máquina que possui capacidade de geração de potência ilimitada, com uma inércia infinita. Isso significa que a velocidade angular do barramento infinito é constante, independente da potência absorvida ou fornecida à rede por este. Desta forma, o barramento infinito é uma referência angular do sistema [1]. Grandes sistemas podem ser considerados infinitos quando comparados a pequenas máquinas conectadas a estes.

Para o estudo da estabilidade às pequenas perturbações de sistemas MBI tem sido classicamente utilizado um modelo linear conhecido como de “Heffron e Phillips” (MHP), fornecendo resultados confiáveis [4,5,6,7,8].

Este modelo, no entanto, apresenta algumas características tais como a necessidade da manutenção do barramento infinito, bem como a eliminação da barra terminal do gerador. Estas características representam limitações ao modelo, principalmente quando se quer incluir controladores FACTS (Flexible AC Transmission Systems), equipamentos de fundamental importância devido à necessidade cada vez maior de flexibilização do sistema elétrico [9,10,11,32].

Com o intuito de superar as limitações inerentes ao modelo de “Heffron e Phillips” e conseqüentemente facilitar a inclusão de outros dispositivos na modelagem do sistema elétrico, foi proposto um modelo alternativo para o sistema de potência, baseado em coeficientes de sensibilidade de potências ativa e reativa, denominado de “Modelo de Sensibilidade de Potência – MSP” [12,13].

Este modelo, além de superar as limitações do modelo de “Heffron e Phillips”, torna relativamente fácil a sua generalização para sistemas multimáquinas.

A inclusão dos dispositivos FACTS na rede ganha importância na medida em que o aumento de consumo de energia é mais acelerado que os investimentos nos setores de geração e transmissão. Isto faz com que diminua a margem de segurança do sistema de energia elétrica. A inclusão destes equipamentos dá maior flexibilidade ao sistema, aumentando a capacidade de transmissão de potência das redes. Também neste trabalho será tratado de compensadores FACTS tipo série e paralelo.

No início da utilização da compensação série, Kimbark [14] demonstrou que a estabilidade transitória de um sistema elétrico de potência pode ser melhorada pela adição no sistema, de um capacitor série variável. A idéia foi mais tarde estudada por

Smith [15,16], onde foi mostrado que as oscilações eletromecânicas do sistema elétrico de potência poderiam ser amortecidas pela inclusão de um capacitor série na linha de transmissão.

O princípio de funcionamento é a compensação da reatância indutiva presente no sistema de transmissão. Este fato reduz a reatância de transferência entre as barras nas quais a linha está conectada. Como conseqüências imediatas, ocorre um aumento da máxima potência que pode ser transmitida e a redução das perdas reativas [17].

Com a rápida evolução da eletrônica de potência, estes capacitores puderam ser controlados, evoluindo para o dispositivo FACTS “Thyristor Controlled Serie Capacitor – TCSC”, que pode fornecer um rápido controle da potência reativa através de uma linha de transmissão. Isto sugere uma potencial aplicação no amortecimento das oscilações eletromecânicas do sistema de potência [18,19].

A compensação paralela é utilizada para melhorar o perfil de tensão em determinadas barras do sistema de potência. Nos primórdios de sua utilização eram instalados bancos de capacitores nas barras do sistema onde se desejava o controle de tensão. Também com o desenvolvimento da eletrônica de potência, esta susceptância capacitiva se tornou variável e pode ser controlada pela utilização de circuitos baseados em tiristores, evoluindo para o dispositivo “Static VAR Compensator – SVC” [9,20,21].

Os compensadores estáticos utilizam dispositivos discretos, tais como reatores e banco de capacitores, que são devidamente ajustados de modo a poder realizar a compensação reativa desejada.

As linhas de transmissão, dependendo das condições de operação do sistema, tanto geram quanto absorvem reativos. Como a potência transmitida varia rapidamente, dependendo do comportamento da carga, é necessário um sistema ágil de controle dinâmico deste tipo de compensação. Para isto, dispositivos de potência do tipo “tiristores” são utilizados para efetuar a regulação necessária.

Os compensadores estáticos tiristorizados para o controle de potência reativa (CE) são caracterizados por uma rápida resposta, alta confiabilidade, flexibilidade e baixo custo de operação. O seu uso em sistemas de potência iniciou-se em meados de 1970, com o desenvolvimento da eletrônica de potência [22].

Estudos posteriores mostraram que o compensador estático de reativos pode ser uma fonte de amortecimento para as oscilações eletromecânicas do sistema de potência.

Além disso, podem ser equipados com sinais estabilizadores adicionais, para melhorar o amortecimento destas oscilações [23,24,25,26].

Este trabalho se propõe a mostrar os estudos do Modelo de Heffron e Phillips e o Modelo de Sensibilidade de Potência em sistemas do tipo MBI, com e sem a consideração dos dispositivos FACTS TCSC e SVC, realizando a dedução de suas equações e realizando representações no domínio do tempo e no domínio da frequência. Também serão propostos controladores para os dispositivos FACTS de maneira a melhorar o desempenho dinâmico do sistema de potência frente às pequenas perturbações.

No caso do dispositivo SVC será analisado um dispositivo de controle de dupla função: controle de tensão (função básica do SVC) e controle de amortecimento (função adicional do SVC).

Em se tratando do TCSC, o controle avaliado será o de amortecimento.

Os valores dos parâmetros destes controladores serão analisados para verificar a sua influência na estabilidade do sistema MBI.

Entre as contribuições deste trabalho destacam-se o estudo detalhado do MHP e MSP e a comparação entre eles, tanto qualitativa quanto quantitativamente. Além disso, o estudo e a inclusão de dispositivos de compensação série e paralela no sistema elétrico de potência, mesmo reduzido ao tipo MBI, servirá para se compreender o processo de atuação destes componentes, facilitando sua inclusão em sistemas multimáquinas.

Quanto à organização do texto, este se apresenta dividido conforme enunciado na seqüência.

No Capítulo 2 é realizada a dedução do Modelo de Heffron e Phillips e o Modelo de Sensibilidade de Potência para o sistema MBI, onde são mostrados os parâmetros que definem estes dois modelos. As representações no domínio do tempo e no domínio da frequência também são apresentadas neste Capítulo, bem como a inclusão do sistema de excitação (regulador de tensão).

No Capítulo 3 o MHP e o MSP são modificados, para a inclusão dos compensadores SVC e TCSC e novas realizações são efetuadas. Também neste Capítulo são equacionados os controladores propostos para os compensadores.

Deduzido o modelo e efetuadas suas representações, no Capítulo 4 são realizadas simulações para a obtenção de resultados e retirada de conclusões.

Análises são feitas a respeito do comportamento dinâmico do sistema MBI quando sujeito às pequenas perturbações.

As principais conclusões e sugestões para trabalhos futuros são mostradas no Capítulo 5. Seguem as Referências Bibliográficas, os Apêndices e Anexos, necessários para uma melhor compreensão do trabalho.

CAPÍTULO 2

Modelo Linear de Heffron e Phillips e Modelo de Sensibilidade de Potência

2.1. Introdução

Neste Capítulo serão desenvolvidos dois modelos para um sistema de potência “máquina síncrona ligada a uma barra infinita, através de uma linha de transmissão – MBI”. Como os modelos serão usados para estudos da estabilidade às pequenas perturbações, eles serão lineares.

Os modelos a serem tratados são o “Modelo Linear de Heffron e Phillips – MHP” [4,5,6,7,8] e o “Modelo de Sensibilidade de Potência – MSP” [12,13].

O primeiro modelo tem sido utilizado largamente na literatura para o estudo da estabilidade às pequenas perturbações.

O segundo modelo vem se apresentando como uma alternativa ao MHP, pois apresenta características peculiares, que são vantagens com relação ao MHP. Estas peculiaridades serão discutidas neste Capítulo.

Serão apresentadas as equações que regem cada modelo, bem como suas representações no domínio do tempo (através de variáveis de estado e/ou algébricas), e também no domínio da frequência (diagramas de blocos).

Em ambos os modelos, são representados os três enrolamentos do estator do gerador síncrono (fases a, b e c) e um enrolamento no rotor (enrolamento de campo – fd).

São assumidas condições balanceadas e através de uma mudança de coordenadas, as grandezas do estator (referidas a um sistema de coordenadas constante – (r,m)), são refletidas no sistema de coordenadas que gira com o rotor (sistema de coordenadas (d,q)).

2.2. Modelo Linear de Heffron e Phillips

Para a dedução do modelo linear de Heffron e Phillips [4,7], considere o diagrama unifilar do sistema máquina síncrona ligada a uma barra infinita, mostrado na Figura 2.1.

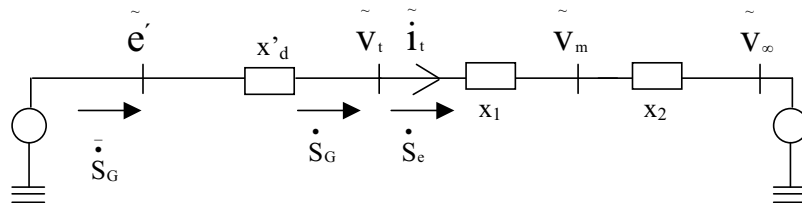


Figura 2.1: Diagrama Unifilar – Sistema MBI

Na Figura 2.1, \tilde{e}' , \tilde{v}_t e \tilde{v}_∞ são a tensão interna do gerador síncrono, a tensão terminal e a tensão na barra infinita respectivamente; \tilde{i}_t é a corrente que circula pela linha de transmissão, representada pela reatância $x_e = x_1 + x_2$. A grandeza x'_d representa a reatância transitória de eixo direto do gerador. \dot{S}_G é a potência complexa gerada internamente pela máquina síncrona. \dot{S}_G e \dot{S}_e são as potências complexas entregue à barra terminal e de saída da barra terminal, respectivamente.

2.2.1. Equações Básicas do Modelo de Heffron e Phillips

Da análise do diagrama unifilar da Figura 2.1, podem ser escritas as equações (2.1) e (2.2).

$$\tilde{v}_t = v_t \angle \theta = v_r + jv_m = \tilde{v}_\infty + jx_e \tilde{i}_t \quad (2.1)$$

$$\tilde{e}' = e' \angle \gamma = e'_r + j e'_m = \tilde{v}_t + j x'_d \tilde{i}_t \quad (2.2)$$

Em [5,6] é definida uma tensão em fase com o eixo de quadratura do gerador síncrono, como na equação (2.3). Esta equação permite localizar o sistema de coordenadas (d,q), que está acoplado ao rotor do gerador síncrono.

$$\tilde{e}_a = e_a \angle \delta = e_{ar} + j e_{am} = \tilde{v}_t + j x_q \tilde{i}_t \quad (2.3)$$

Considere a corrente terminal e a tensão na barra infinita referidas ao sistema de coordenadas (r,m), como nas equações (2.4) e (2.5), respectivamente.

$$\tilde{i}_t = i_r + j i_m \quad (2.4)$$

$$\tilde{v}_\infty = v_{\infty r} + j v_{\infty m} \quad (2.5)$$

A substituição de (2.4) e (2.5) na equação (2.1) permite escrever a equação (2.6).

$$\begin{bmatrix} v_r \\ v_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{\infty r} \\ v_{\infty m} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -x_e \\ x_e & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_r \\ i_m \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

De forma análoga, das equações (2.2) e (2.3) em conjunto com a equação (2.4), é possível obter as equações (2.7) e (2.8).

$$\begin{bmatrix} v_r \\ v_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} e'_r \\ e'_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & x'_d \\ -x'_d & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_r \\ i_m \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

$$\begin{bmatrix} v_r \\ v_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} e_a \cos \delta \\ e_a \sin \delta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & x_q \\ -x_q & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_r \\ i_m \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

Aplicando-se a matriz de transformação de coordenadas (Apêndice 1), às equações (2.6), (2.7) e (2.8) se obtém as equações (2.9) e (2.10), onde todas as grandezas estão

referidas ao sistema de coordenadas (d,q).

$$v_d = v_{\infty r} \operatorname{sen} \delta - v_{\infty m} \cos \delta - x_e i_q = e'_d + x'_d i_q = x_q i_q \quad (2.9)$$

$$v_q = v_{\infty r} \cos \delta + v_{\infty m} \operatorname{sen} \delta + x_e i_d = e'_q - x'_d i_d = e_a - x_q i_d \quad (2.10)$$

Se a tensão na barra infinita é considerada referência angular do sistema MBI, a partir das equações (2.9) e (2.10), podem ser obtidas as equações (2.11) a (2.14), que são as equações básicas para o desenvolvimento do modelo linear de Heffron e Phillips.

$$i_d = \frac{e'_q - v_{\infty} \cos \delta}{(x'_d + x_e)} \quad (2.11)$$

$$i_q = \frac{v_{\infty} \operatorname{sen} \delta}{(x_q + x_e)} \quad (2.12)$$

$$v_d = \frac{x_q}{(x_q + x_e)} v_{\infty} \operatorname{sen} \delta \quad (2.13)$$

$$v_q = \frac{x_e}{(x'_d + x_e)} e'_q + \frac{x'_d}{(x'_d + x_e)} v_{\infty} \cos \delta \quad (2.14)$$

2.2.2. Torque Elétrico nos Terminais do Gerador Síncrono

As componentes real e imaginária da potência complexa nos terminais do gerador síncrono são mostradas nas equações (2.15) e (2.16), onde P_e e Q_e são as potências ativa e reativa, respectivamente.

$$P_e = v_d i_d + v_q i_q \quad (2.15)$$

$$Q_e = v_q i_d - v_d i_q \quad (2.16)$$

A substituição das equações básicas do MHP na equação (2.15) permite obter a potência elétrica P_e nos terminais do gerador síncrono que, em valores pu e $\omega = \omega_{base}$ (no caso brasileiro, $\omega_{base} = 377$ rad/s), se torna numericamente igual ao torque elétrico T_e , como na equação (2.17).

$$T_e = \frac{1}{(x'_d + x_e)} e'_q v_\infty \sin \delta - \frac{1}{2} \frac{(x_q - x'_d)}{(x'_d + x_e)(x_q + x_e)} v_\infty^2 \sin 2\delta \quad (2.17)$$

Na equação (2.17), o segundo termo é chamado de “torque de relutância” e ocorre em geradores de pólos salientes. No caso de geradores de pólos lisos, basta fazer $x_q = x'_d$, obtendo-se assim a expressão de torque elétrico correspondente.

Admitindo-se pequenos desvios em torno de um ponto de equilíbrio, a equação (2.17) pode ser expandida em série de Taylor e desprezando-se os termos de ordem maior que um, obtém-se a equação (2.18).

$$\Delta T_e = k_1 \Delta \delta + k_2 \Delta e'_q \quad (2.18)$$

$$k_1 = \frac{(x_q - x'_d)}{(x'_d + x_e)} i_q v_\infty \sin \delta + \frac{e_{aq}}{(x_q + x_e)} v_\infty \cos \delta \quad (2.18.a)$$

$$k_2 = \frac{(x_q + x_e)}{(x'_d + x_e)} i_q \quad (2.18.b)$$

2.2.3. Inclusão da Dinâmica do Circuito de Campo do Gerador Síncrono no MHP

A variação da tensão interna do gerador síncrono (e'_q) é dada pela equação (2.19) [5,6,7,8], onde e_{fd} é a tensão aplicada ao circuito de campo do gerador síncrono, x_d a reatância síncrona de eixo direto e T'_{d0} a constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto.

$$T'_{d0} \dot{e}'_q = e_{fd} - e'_q - (x_d - x'_d) i_d \quad (2.19)$$

Admitindo-se pequenas variações em torno de um ponto de operação e de forma análoga à operação realizada na equação (2.17), a equação (2.19) assume a forma da equação (2.20).

$$T'_{d0} \Delta \overset{\circ}{e}'_q = \Delta e_{fd} - k_4 \Delta \delta - \frac{1}{k_3} \Delta e'_q \quad (2.20)$$

$$\frac{1}{k_3} = \frac{(x_d + x_e)}{(x'_d + x_e)} \quad (2.20.a)$$

$$k_4 = \frac{(x_d - x'_d)}{(x'_d + x_e)} v_\infty \text{sen } \delta \quad (2.20.b)$$

2.2.4. Tensão Terminal do Gerador Síncrono

No sistema de coordenadas (d,q), a tensão terminal é dada na equação (2.21).

$$\left| \tilde{v}_t \right| = v = \sqrt{v_d^2 + v_q^2} \quad (2.21)$$

Substituindo-se as equações básicas do MHP na equação (2.21) e procedendo-se à expansão em série de Taylor (desprezando-se os termos de ordem superior a um), as variações do módulo da tensão terminal do gerador síncrono são mostradas na equação (2.22).

$$\Delta v_t = k_5 \Delta \delta + k_6 \Delta e'_q \quad (2.22)$$

$$k_5 = -v_\infty \frac{x'_d}{(x'_d + x_e)} \frac{v_q}{v_t} \text{sen } \delta + v_\infty \frac{x_q}{(x_q + x_e)} \frac{v_d}{v_t} \text{cos } \delta \quad (2.22.a)$$

$$k_6 = \frac{v_q}{v_t} \frac{x_e}{(x'_d + x_e)} \quad (2.22.b)$$

2.2.5. Interpretação Física das Constantes do MHP

$$k_1 = \left. \frac{\Delta T_e}{\Delta \delta} \right|_{e'_q = \text{constante}}$$

k_1 é a variação no torque elétrico, provocada pela variação do ângulo interno, considerando constante o enlace de fluxo com o eixo direto ($e'_q = \text{constante}$); é um coeficiente de torque de sincronização.

$$k_2 = \left. \frac{\Delta T_e}{\Delta e'_q} \right|_{\delta = \text{constante}}$$

k_2 é a variação no torque elétrico, provocada pela variação do enlace de fluxo com o eixo direto, considerando constante o ângulo interno ($\delta = \text{constante}$).

k_3 é um fator de impedância que considera o efeito da impedância externa do sistema (linha de transmissão).

$$k_4 = \left. \frac{1}{k_3} \frac{\Delta e'_q}{\Delta \delta} \right|_{e_{fd} = \text{constante}}$$

k_4 representa o efeito desmagnetizante de reação da armadura.

$$k_5 = \left. \frac{\Delta v_t}{\Delta \delta} \right|_{e'_q = \text{constante}}$$

k_5 é a variação na tensão terminal, provocada pela variação do ângulo interno, considerando constante o enlace de fluxo com o eixo direto ($e'_q = \text{constante}$).

$$k_6 = \left. \frac{\Delta v_t}{\Delta e'_q} \right|_{\delta = \text{constante}}$$

k_6 é a variação na tensão terminal, provocada pela variação do enlace de fluxo com o eixo direto, considerando constante o ângulo interno ($\delta = \text{constante}$).

2.2.6. Tensão na Barra Intermediária “m” (Tensão v_m)

Considere na Figura 2.1 uma barra fictícia “m”, entre a barra terminal e a barra

infinita. Além disso, considere que a reatância entre a barra terminal e a barra m seja x_1 e a reatância entre a barra m e a barra infinita seja x_2 .

No sistema de coordenadas (r,m) a tensão $\tilde{v}_m = v_m \angle \theta_m$ pode ser escrita como nas equações (2.23).

$$\begin{bmatrix} v_{mr} \\ v_{mm} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_r \\ v_m \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 & -x_1 \\ x_1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_r \\ i_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{\infty r} \\ v_{\infty m} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -x_2 \\ x_2 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_r \\ i_m \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

Após a aplicação da matriz de transformação de coordenadas, são obtidas as componentes de eixo direto e eixo de quadratura da tensão \tilde{v}_m , como na equação (2.24).

$$\begin{bmatrix} v_{md} \\ v_{mq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 & -x_1 \\ x_1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{\infty r} \sin \delta - v_{\infty m} \cos \delta \\ v_{\infty r} \cos \delta + v_{\infty m} \sin \delta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -x_2 \\ x_2 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} \quad (2.24)$$

O valor absoluto da tensão na barra intermediária m pode ser escrita como na equação (2.25).

$$\left| \tilde{v}_m \right| = v_m = \sqrt{v_{md}^2 + v_{mq}^2} \quad (2.25)$$

Substituindo-se a equação (2.24) e as equações básicas do MHP na equação (2.25) e realizando um processo de linearização em torno de um ponto de equilíbrio e usando a regra da cadeia, obtêm-se as equações (2.26).

$$\Delta v_m = c_1 \Delta \delta + c_2 \Delta e'_q \quad (2.26)$$

$$c_1 = \frac{v_{md}}{v_m} \frac{(x_q + x_1)}{(x_q + x_e)} v_{\infty} \cos \delta - \frac{v_{mq}}{v_m} \frac{(x'_d + x_1)}{(x'_d + x_e)} v_{\infty} \sin \delta \quad (2.26.a)$$

$$c_2 = \frac{v_{mq}}{v_m} \frac{(x_e - x_1)}{(x'_d + x_e)} \quad (2.26.b)$$

2.2.7. Equações Eletromecânicas do Gerador Síncrono no MHP

Para uma completa representação do sistema MBI, é necessário relacionar as grandezas mecânicas (ω e δ), com as grandezas elétricas do gerador (tensões e correntes).

A partir da equação de oscilação do gerador síncrono [5,6], as variações do ângulo interno δ e velocidade angular do rotor ω , linearizadas em torno de um ponto de equilíbrio, são dadas pelas equações (2.27) e (2.28).

$$\Delta \dot{\delta} = \omega_o \Delta \omega \quad (2.27)$$

$$2H\Delta \dot{\omega} = M\Delta \dot{\omega} = \Delta P_m - \Delta P_e - D\Delta \omega \quad (2.28)$$

Nas equações (2.27) e (2.28), ω_o é a velocidade síncrona (no caso brasileiro, para uma frequência de 60 Hz, ω_o é igual a 377 rad/s), $H=M/2$ é a constante de inércia das massas girantes e D é o coeficiente de amortecimento inerente do sistema de potência, devido à presença das cargas.

A substituição da equação (2.18) na equação (2.28), leva à equação (2.29).

$$\Delta \dot{\omega} = -\frac{D}{M} \Delta \omega - \frac{k_1}{M} \Delta \delta - \frac{k_2}{M} \Delta e'_q + \frac{1}{M} \Delta T_m \quad (2.29)$$

2.2.8. Inclusão do Sistema de Excitação do Gerador Síncrono no MHP

Seja $G_{\text{RAT}}(s)$ a função de transferência do regulador automático de tensão, conforme a Figura 2.2, onde v_{ref} é a tensão de referência do regulador de tensão.

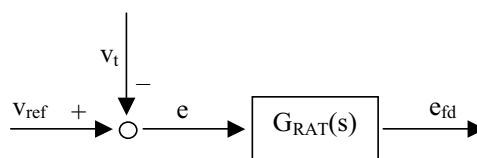


Figura 2.2: Regulador Automático de Tensão

Se a função de transferência $G_{\text{RAT}}(s)$ é dada por um bloco de primeira ordem de ganho k_r e constante de tempo T_r , no domínio da frequência a tensão de campo e_{fd} pode ser escrita, em sua forma linearizada, como na equação (2.30).

$$\Delta e_{\text{fd}} = \frac{k_r}{1 + sT_r} (\Delta v_{\text{ref}} - \Delta v_t) \quad (2.30)$$

Aplicando-se a antitransformada de Laplace na equação (2.30) e substituindo-se na seqüência a equação (2.22), obtém-se a equação das variações da tensão de campo do gerador síncrono (equação (2.31)).

$$\Delta \dot{e}_{\text{fd}} = -\frac{k_r}{T_r} k_5 \Delta \delta - \frac{k_r}{T_r} k_6 \Delta e'_{\text{q}} - \frac{1}{T_r} \Delta e_{\text{fd}} + \frac{k_r}{T_r} \Delta v_{\text{ref}} \quad (2.31)$$

2.2.9. Representações do Modelo Linear de Heffron e Phillips

Utilizando-se as equações (2.20), (2.27), (2.29) e (2.31), pode-se realizar uma representação no espaço de estados do MHP, como nas equações (2.32).

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} \quad (2.32)$$

$$\mathbf{x} = [\Delta \omega \quad \Delta \delta \quad \Delta e'_{\text{q}} \quad \Delta e_{\text{fd}}]^t \quad (2.32.a)$$

$$\mathbf{u} = [\Delta T_m \quad \Delta v_{\text{ref}}]^t \quad (2.32.b)$$

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{2H} & -\frac{k_1}{2H} & -\frac{k_2}{2H} & 0 \\ \omega_0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{k_4}{T'_{d0}} & -\frac{1}{k_3 T'_{d0}} & \frac{1}{T'_{d0}} \\ 0 & -\frac{k_r k_5}{T_r} & -\frac{k_r k_6}{T_r} & -\frac{1}{T_r} \end{bmatrix} \quad (2.32.c)$$

$$B = \begin{bmatrix} \frac{1}{2H} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \frac{k_r}{T_r} \end{bmatrix} \quad (2.32.d)$$

Nas equações (2.32), x é o vetor de estados, u é o vetor de entradas, A é a matriz de estados e B a matriz de entradas.

Para a representação do MHP no domínio da frequência basta aplicar a transformada de Laplace nas equações (2.26) e (2.32), para se obter o diagrama de blocos da Figura 2.3.

No diagrama de blocos da Figura 2.3, $G_{RAT}(s)$ é a função de transferência do sistema de excitação (regulador de tensão).

Observe nesta Figura o laço eletromecânico do sistema MBI (onde só aparecem as grandezas mecânicas ω e δ) e também o laço reativo, com as grandezas elétricas [7].

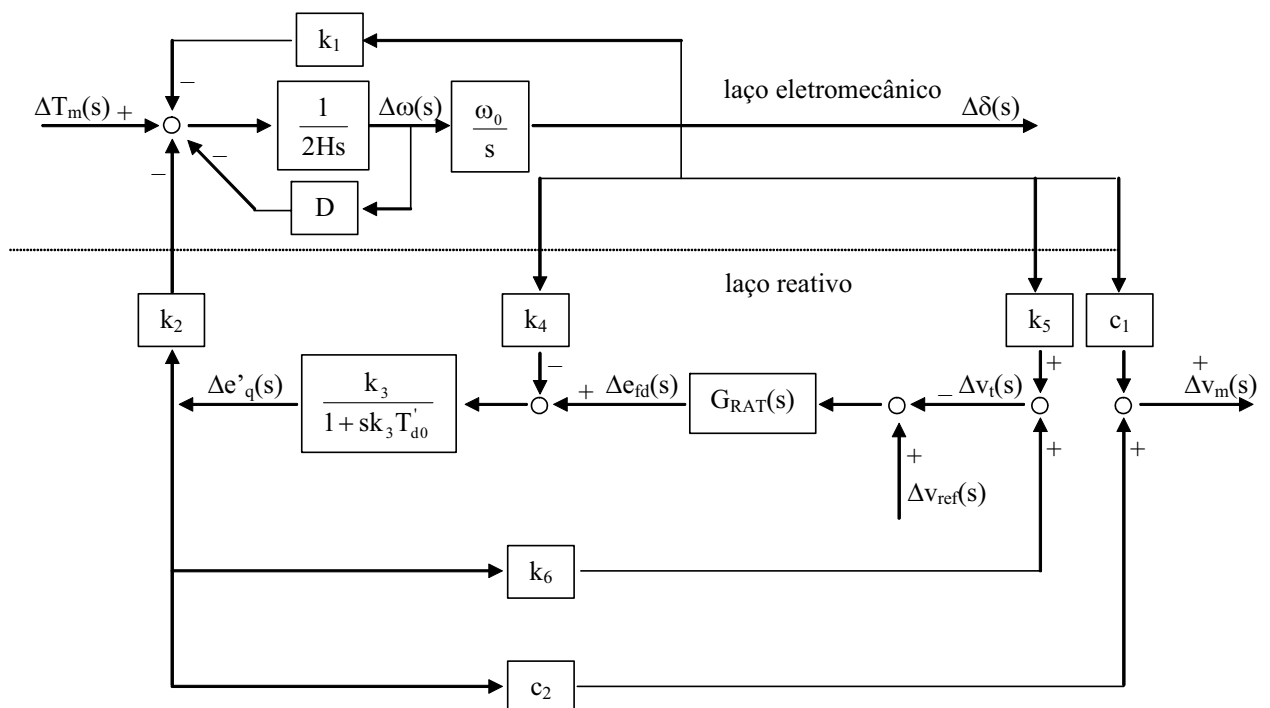


Figura 2.3: Diagrama de Blocos – Modelo de Heffron e Phillips – Sistema MBI

O sistema MBI, representado pelo Modelo de Heffron e Phillips, é descrito por seis

constantes que, de maneira geral, dependem do carregamento do sistema. Os coeficientes que definem a tensão na barra intermediária “m” também dependem das condições de equilíbrio do sistema MBI.

Observe que nas equações diferenciais do MHP não se tem informações sobre as variações do ângulo da tensão terminal, que aqui foi chamado de θ , nem do módulo e fase da tensão na barra intermediária m. No caso do MHP estas informações são perdidas, indicando que o sistema de transmissão externo não é preservado.

Uma análise mais detalhada dos coeficientes que definem o MHP, bem como a influência dos parâmetros na estabilidade às pequenas perturbações podem ser encontrados nas referências [2,3,27], bem como a influência do sistema de excitação no desempenho dinâmico do sistema MBI.

2.3. Modelo de Sensibilidade de Potência

O modelo de sensibilidade de potência se baseia no fato de que o balanço de potências ativa e reativa deve ser satisfeito em todo instante de qualquer processo dinâmico no sistema elétrico de potência [12,13].

Para a dedução deste modelo, considere o diagrama unifilar do sistema máquina síncrona ligada a uma barra infinita através de uma linha de transmissão conforme mostrado na Figura 2.4. Considere ainda que são válidas as mesmas definições do diagrama unifilar da Figura 2.1.

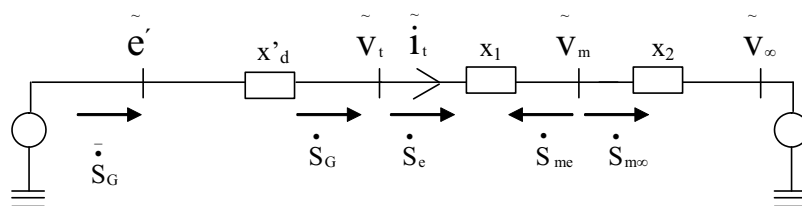


Figura 2.4: Diagrama Unifilar – Sistema MBI

Ainda no diagrama unifilar mostrado na Figura 2.4, considere que \dot{S}_{me} e $\dot{S}_{m\infty}$ são os fluxos de potência ativa e reativa que fluem da barra intermediária “m” para a barra terminal do gerador síncrono e da barra intermediária “m” para a barra infinita, respectivamente.

2.3.1. Equações Básicas do Modelo de Sensibilidade de Potência

Da equação (2.1), as componentes real e imaginária da tensão terminal do gerador síncrono podem ser escritas como na equação (2.33).

$$\begin{bmatrix} v_r \\ v_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_t \cos \theta \\ v_t \sen \theta \end{bmatrix} \quad (2.33)$$

Realizando-se a transformação de coordenadas, a tensão terminal é escrita na forma das componentes do eixo direto e eixo de quadratura do gerador (equação (2.34)).

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_t \sen(\delta - \theta) \\ v_t \cos(\delta - \theta) \end{bmatrix} \quad (2.34)$$

Com este resultado, as equações (2.9) e (2.10) podem ser ampliadas, resultando nas equações (2.35) e (2.36).

$$v_d = v_{\infty r} \sen \delta - v_{\infty m} \cos \delta - x_e i_q = e'_d + x'_d i_q = x_q i_q = v_t \sen(\delta - \theta) \quad (2.35)$$

$$v_q = v_{\infty r} \cos \delta - v_{\infty m} \sen \delta + x_e i_d = e'_q - x'_d i_d = e_a - x_q i_d = v_t \cos(\delta - \theta) \quad (2.36)$$

Se a tensão na barra infinita é considerada referência angular do sistema MBI, a partir das equações (2.35) e (2.36), podem ser obtidas as equações (2.37) a (2.42), que são as equações básicas para o desenvolvimento do modelo de sensibilidade de potência.

$$i_d = \frac{e'_q - v_t \cos(\delta - \theta)}{x'_d} \quad (2.37)$$

$$i_q = \frac{v_t}{x_q} \sen(\delta - \theta) \quad (2.38)$$

$$e'_d = (x_q - x'_d)i_q \quad (2.39)$$

$$e'_q = v_t \cos(\delta - \theta) + x'_d i_d \quad (2.40)$$

$$v_d = v_t \sin(\delta - \theta) \quad (2.41)$$

$$v_q = v_t \cos(\delta - \theta) \quad (2.42)$$

2.3.2. Potências no Sistema MBI

Utilizando as equações básicas do MSP, as potências ativa e reativa entregue pelo gerador à barra terminal são dadas pelas equações (2.43) e (2.44), respectivamente.

$$P_G = \frac{e'_q v_t}{x'_d} \sin(\delta - \theta) + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{x_q} - \frac{1}{x'_d} \right) v_t^2 \sin[2(\delta - \theta)] \quad (2.43)$$

$$Q_G = \frac{e'_q v_t}{x'_d} \cos(\delta - \theta) - \frac{v_t^2}{x'_d} - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{x_q} - \frac{1}{x'_d} \right) v_t^2 \{1 - \cos[2(\delta - \theta)]\} \quad (2.44)$$

As componentes real e imaginária da potência complexa que deixam os terminais do gerador síncrono são mostradas nas equações (2.45) e (2.46), onde P_e e Q_e são as potências ativa e reativa, respectivamente.

$$P_e = \frac{1}{x_1} v_t v_m \sin(\theta - \theta_m) \quad (2.45)$$

$$Q_e = \frac{1}{x_1} [v_t^2 - v_t v_m \cos(\theta - \theta_m)] \quad (2.46)$$

Os fluxos de potências ativa e reativa que fluem da barra m para a barra terminal do

gerador síncrono são mostradas nas equações (2.47) e (2.48) (P_{me} e Q_{me} , respectivamente).

$$P_{me} = \frac{1}{X_1} v_m v_t \text{sen}(\theta_m - \theta) \quad (2.47)$$

$$Q_{me} = \frac{1}{X_1} [v_m^2 - v_m v_t \text{cos}(\theta_m - \theta)] \quad (2.48)$$

De maneira análoga são calculados os fluxos de potências ativa e reativa que fluem da barra m para a barra infinita $P_{m\infty}$ e $Q_{m\infty}$ (equações (2.49) e (2.50)), respectivamente.

$$P_{m\infty} = \frac{1}{X_2} v_m v_\infty \text{sen} \theta_m \quad (2.49)$$

$$Q_{m\infty} = \frac{1}{X_2} [v_m^2 - v_m v_\infty \text{cos} \theta_m] \quad (2.50)$$

Admitindo-se pequenos desvios em torno de um ponto de equilíbrio, as equações (2.43) a (2.50) podem ser linearizadas, assumindo as formas mostradas nas equações de números (2.51) a (2.58).

$$\Delta P_G = A1g\Delta\delta - A1g\Delta\theta + A2g\Delta e'_q + A3g\Delta v_t \quad (2.51)$$

$$A1g = \frac{e'_q v_t}{X_d} \text{cos}(\delta - \theta) + \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) v_t^2 \text{cos}[2(\delta - \theta)] \quad (2.51.a)$$

$$A2g = \frac{v_t}{X_d} \text{sen}(\delta - \theta) \quad (2.51.b)$$

$$A3g = \frac{e'_q}{X_d} \text{sen}(\delta - \theta) + \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) v_t \text{sen}[2(\delta - \theta)] \quad (2.51.c)$$

Os coeficientes A1g, A2g e A3g são chamados “coeficientes de sensibilidade de potência ativa do gerador síncrono”.

$$\Delta Q_G = R1g\Delta\delta - R1g\Delta\theta + R2g\Delta e'_q + R3g\Delta v_t \quad (2.52)$$

$$R1g = -\frac{e'_q v_t}{x_d} \text{sen}(\delta - \theta) - \left(\frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) v_t^2 \text{sen}[2(\delta - \theta)] \quad (2.52.a)$$

$$R2g = \frac{v_t}{x_d} \cos(\delta - \theta) \quad (2.52.b)$$

$$R3g = \frac{e'_q}{x_d} \cos(\delta - \theta) - 2 \frac{v_t}{x_d} - \left(\frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) v_t \{1 - \cos[2(\delta - \theta)]\} \quad (2.52.c)$$

Os coeficientes R1g, R2g e R3g são chamados “coeficientes de sensibilidade de potência reativa do gerador síncrono”.

$$\Delta P_e = A1e\Delta\theta - A1e\Delta\theta_m + A2e\Delta v_t + A3e\Delta v_m \quad (2.53)$$

$$A1e = \frac{1}{x_1} v_t v_m \cos(\theta - \theta_m) \quad (2.53.a)$$

$$A2e = \frac{1}{x_1} v_m \text{sen}(\theta - \theta_m) \quad (2.53.b)$$

$$A3e = \frac{1}{x_1} v_t \text{sen}(\theta - \theta_m) \quad (2.53.c)$$

Os coeficientes A1e, A2e e A3e são chamados “coeficientes de sensibilidade de potência ativa da linha de transmissão entre a barra terminal e a barra intermediária “m””.

$$\Delta Q_e = R1e\Delta\theta - R1e\Delta\theta_m + R2e\Delta v_t + R3e\Delta v_m \quad (2.54)$$

$$R1e = \frac{1}{x_1} v_t v_m \text{sen}(\theta - \theta_m) \quad (2.54.a)$$

$$R2e = \frac{1}{x_2} [2v_t - v_m \cos(\theta - \theta_m)] \quad (2.54.b)$$

$$R3e = -\frac{1}{x_1} v_t \cos(\theta - \theta_m) \quad (2.54.c)$$

Os coeficientes R1e, R2e e R3e são chamados “coeficientes de sensibilidade de potência reativa da linha de transmissão entre as barras terminal e intermediária “m””.

$$\Delta P_{me} = A1me\Delta\theta_m - A1me\Delta\theta + A2me\Delta v_m + A3me\Delta v_t \quad (2.55)$$

$$A1me = \frac{1}{x_1} v_m v_t \cos(\theta_m - \theta) \quad (2.55.a)$$

$$A2me = \frac{1}{x_1} v_t \text{sen}(\theta_m - \theta) \quad (2.55.b)$$

$$A3me = \frac{1}{x_1} v_m \text{sen}(\theta_m - \theta) \quad (2.55.c)$$

Os coeficientes A1me, A2me e A3me são chamados “coeficientes de sensibilidade de potência ativa da linha de transmissão entre as barras intermediária “m” e terminal”.

$$\Delta Q_{me} = R1me\Delta\theta_m - R1me\Delta\theta + R2me\Delta v_m + R3me\Delta v_t \quad (2.56)$$

$$R1me = \frac{1}{x_1} v_m v_t \text{sen}(\theta_m - \theta) \quad (2.56.a)$$

$$R2_{me} = \frac{1}{x_1} [2v_m - v_t \cos(\theta_m - \theta)] \quad (2.56.b)$$

$$R3_{me} = -\frac{1}{x_1} v_m \cos(\theta_m - \theta) \quad (2.56.c)$$

Os coeficientes $R1_{me}$, $R2_{me}$ e $R3_{me}$ são chamados “coeficientes de sensibilidade de potência reativa da linha de transmissão entre a barra intermediária “m” e a barra terminal do gerador síncrono”.

$$\Delta P_{m\infty} = A1_{m\infty} \Delta \theta_m + A2_{m\infty} \Delta v_m \quad (2.57)$$

$$A1_{m\infty} = \frac{1}{x_2} v_m v_\infty \cos \theta_m \quad (2.57.a)$$

$$A2_{m\infty} = \frac{1}{x_2} v_\infty \sen \theta_m \quad (2.57.b)$$

Os coeficientes $A1_{m\infty}$ e $A2_{m\infty}$ são chamados “coeficientes de sensibilidade de potência ativa da linha de transmissão entre as barras intermediária “m” e infinita”.

$$\Delta Q_{m\infty} = R1_{m\infty} \Delta \theta_m + R2_{m\infty} \Delta v_m \quad (2.58)$$

$$R1_{m\infty} = \frac{1}{x_2} v_m v_\infty \sen \theta_m \quad (2.58.a)$$

$$R2_{m\infty} = \frac{1}{x_2} [2v_m - v_\infty \cos \theta_m] \quad (2.58.b)$$

Os coeficientes $R1_{m\infty}$ e $R2_{m\infty}$ são chamados “coeficientes de sensibilidade de potência reativa da linha de transmissão entre a barra intermediária “m” e a barra infinita”.

2.3.3. Balanço de Potências no Sistema MBI

O modelo de sensibilidade de potência é baseado no balanço de potências, isto é, em qualquer instante a potência que é entregue a uma barra deve ser igual à potência que deixa esta barra. Sendo assim, para as barras terminal e intermediária “m” (ver diagrama unifilar da Figura 2.4), podem ser escritas as equações (2.59) a (2.62).

$$P_G - P_e = 0 \quad (2.59)$$

$$Q_G - Q_e = 0 \quad (2.60)$$

$$- P_{me} - P_{m\infty} = 0 \quad (2.61)$$

$$- Q_{me} - Q_{m\infty} = 0 \quad (2.62)$$

Admitindo-se pequenos desvios em torno de um ponto de operação estável, as equações (2.59) a (2.62) podem ser linearizadas, assumindo as formas mostradas nas equações (2.63) a (2.66).

$$\Delta P_G - \Delta P_e = 0 \quad (2.63)$$

$$\Delta Q_G - \Delta Q_e = 0 \quad (2.64)$$

$$- \Delta P_{me} - \Delta P_{m\infty} = 0 \quad (2.65)$$

$$- \Delta Q_{me} - \Delta Q_{m\infty} = 0 \quad (2.66)$$

Substituindo-se as equações (2.51) a (2.58) nas equações (2.63) a (2.66), têm-se as expressões do balanço de potências ativa e reativa do sistema MBI (equações (2.67) a (2.70)), que são as equações algébricas do modelo de sensibilidade de potência.

$$A1g\Delta\delta + A2g\Delta e'_q - (A1g + A1e)\Delta\theta + A1e\Delta\theta_m + (A3g - A2e)\Delta v_t - A3e\Delta v_m = 0 \quad (2.67)$$

$$R1g\Delta\delta + R2g\Delta e'_q - (R1g + R1e)\Delta\theta + R1e\Delta\theta_m + (R3g - R2e)\Delta v_t - R3e\Delta v_m = 0 \quad (2.68)$$

$$A1me\Delta\theta - (A1me + A1m\infty)\Delta\theta_m - A3me\Delta v_t - (A2me + A2m\infty)\Delta v_m = 0 \quad (2.69)$$

$$R1me\Delta\theta - (R1me + R1m\infty)\Delta\theta_m - R3me\Delta v_t - (R2me + R2m\infty)\Delta v_m = 0 \quad (2.70)$$

2.3.4. Inclusão da Dinâmica do Circuito de Campo do Gerador Síncrono no MSP

A partir da forma linearizada da equação (2.19), com a substituição das equações básicas do MSP, as variações da tensão interna do gerador síncrono são dadas pelas equações (2.71).

$$\Delta e'_q = -\frac{k_A}{T'_{d0}} \Delta\delta - \frac{x_d}{T'_{d0}x'_d} \Delta e'_q + \frac{1}{T'_{d0}} \Delta e_{fd} + \frac{k_A}{T'_{d0}} \Delta\theta + \frac{k_v}{T'_{d0}} \Delta v_t \quad (2.71)$$

$$k_A = \frac{(x_d - x'_d)}{x'_d} v_t \text{sen}(\delta - \theta) \quad (2.71.a)$$

$$k_v = \frac{(x_d - x'_d)}{x'_d} \text{cos}(\delta - \theta) \quad (2.71.b)$$

2.3.5. Interpretação Física das Constantes do MSP

Como o próprio nome diz, o MSP é definido a partir de coeficientes de sensibilidade de potências ativa e reativa. Sendo assim, são apresentadas duas interpretações para estes coeficientes, pois os demais são análogos.

$$A1g = \left. \frac{\Delta P_G}{\Delta\delta} \right|_{\Delta\theta=\Delta e'_q=\Delta v_t=0} = - \left. \frac{\Delta P_G}{\Delta\theta} \right|_{\Delta\delta=\Delta e'_q=\Delta v_t=0}$$

$A1g$ é a variação na potência ativa entregue à barra terminal do gerador síncrono, provocada pela variação do ângulo interno (δ), considerando constantes o ângulo da

tensão terminal ($\theta = \text{constante}$), o enlace de fluxo com o eixo direto ($e'_q = \text{constante}$) e o módulo da tensão terminal ($v_t = \text{constante}$).

$$R1g = \left. \frac{\Delta Q_G}{\Delta \delta} \right|_{\Delta \theta = \Delta e'_q = \Delta v_t = 0} = - \left. \frac{\Delta Q_G}{\Delta \theta} \right|_{\Delta \delta = \Delta e'_q = \Delta v_t = 0}$$

$R1g$ é a variação na potência reativa entregue à barra terminal do gerador síncrono, provocada pela variação do ângulo interno (δ), considerando constantes o ângulo da tensão terminal ($\theta = \text{constante}$), o enlace de fluxo com o eixo direto ($e'_q = \text{constante}$) e o módulo da tensão terminal ($v_t = \text{constante}$).

Devem ser destacados os coeficientes k_A e k_v , que no MSP representam a reação da armadura, que depende tanto das variações do ângulo interno δ , como das variações do módulo e ângulo da tensão terminal (v_t e θ , respectivamente). Destaca-se ainda que no MHP a reação de armadura é representada apenas pelo coeficiente k_4 , que está relacionado com as variações do ângulo interno δ .

A partir dos coeficientes do MSP podem ser estudados os diversos caminhos para a formação de torque de amortecimento e o torque de sincronização no sistema MBI. A análise dos torques elétricos introduzidos no sistema de potência pode fornecer informações a respeito da estabilidade ou não do sistema elétrico [13]. Estes estudos não fazem parte do escopo deste trabalho.

2.3.6. Equações Eletromecânicas do Gerador Síncrono no MSP

As equações eletromecânicas do MSP são as mesmas do MHP, apenas preservando a variável algébrica “potência ativa”. Neste trabalho, esta variável será escolhida como a potência gerada (ΔP_G), na expressão da velocidade angular do gerador.

Para facilitar, estas expressões são rerepresentadas nas equações (2.72) e (2.73).

$$\Delta \dot{\delta} = \omega_o \Delta \omega \quad (2.72)$$

$$\Delta \dot{\omega} = \frac{1}{M} \Delta P_m - \frac{1}{M} \Delta P_G - \frac{D}{M} \Delta \omega \quad (2.73)$$

2.3.7. Inclusão do Sistema de Excitação do Gerador Síncrono no MSP

Diferentemente ao realizado para o MHP, a inclusão do sistema de excitação no MSP é feita preservando-se a variável algébrica Δv_t , com o que a expressão da tensão de campo do gerador síncrono assume a forma mostrada em (2.74). Observe que a preservação da variável algébrica v_t facilita sua inclusão no MSP.

$$\Delta e_{fd}^{\circ} = -\frac{1}{T_r} \Delta e_{fd} - \frac{k_r}{T_r} \Delta v_t + \frac{k_r}{T_r} \Delta v_{ref} \quad (2.74)$$

2.3.8. Representações do Modelo de Sensibilidade de Potência

Utilizando-se as equações diferenciais (2.71) a (2.74) e as algébricas (2.67) a (2.70), pode-se realizar uma representação do MSP envolvendo variáveis algébricas e de estado, como nas equações (2.75).

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta z \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} [\Delta u] \quad (2.75)$$

$$x = [\Delta \omega \quad \Delta \delta \quad \Delta e'_{q'} \quad \Delta e_{fd}]^t \quad (2.75.a)$$

$$z = [\Delta \theta \quad \Delta \theta_m \quad \Delta v_t \quad \Delta v_m]^t \quad (2.75.b)$$

$$u = [\Delta P_m \quad \Delta v_{ref}]^t \quad (2.75.c)$$

$$J_{11} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{A1g}{M} & -\frac{A2g}{M} & 0 \\ \omega_0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{k_A}{T'_{d0}} & -\frac{x_d}{T'_{d0} x'_d} & \frac{1}{T'_{d0}} \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_r} \end{bmatrix} \quad (2.75.d)$$

$$J_{12} = \begin{bmatrix} \frac{A1g}{M} & 0 & -\frac{A3g}{M} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{k_A}{T_{d0}} & 0 & \frac{k_v}{T_{d0}} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{k_r}{T_r} & 0 \end{bmatrix} \quad (2.75.e)$$

$$J_{21} = \begin{bmatrix} 0 & A1g & A2g & 0 \\ 0 & R1g & R2g & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.75.f)$$

$$J_{22} = \begin{bmatrix} -(A1g + A1e) & A1e & (A3g - A2e) & -A3e \\ -(R1g + R1e) & R1e & (R3g - R2e) & -R3e \\ A1me & -(A1me + A1m\infty) & -A3me & -(A2me + A2m\infty) \\ R1me & -(R1me + R1m\infty) & -R3me & -(R2me + R2m\infty) \end{bmatrix} \quad (2.75.g)$$

$$B_1 = \begin{bmatrix} \frac{1}{M} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \frac{k_r}{T_r} \end{bmatrix} \quad (2.75.h)$$

$$B_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.75.i)$$

Nas equações (2.75), x é o vetor de variáveis de estados, z é o vetor de variáveis algébricas e u é o vetor de entradas.

As sub-matrizes J_{11} , J_{12} , J_{21} e J_{22} relacionam variáveis de estado com variáveis de estado, variáveis de estado com variáveis algébricas, variáveis algébricas com variáveis de estado e variáveis algébricas com variáveis algébricas, respectivamente.

As sub-matrizes B_1 e B_2 mostram como as entradas excitam o sistema através das variáveis de estado e variáveis algébricas, respectivamente.

Observe que nas equações (2.75) ocorre a preservação das variáveis do sistema externo de transmissão (módulo e fase de todas as tensões de todas as barras do sistema). Este fato torna mais fácil a expansão do MSP para sistemas multimáquinas e também a inclusão de dispositivos de controle e compensação como os chamados FACTS.

Para a representação do MSP no domínio da frequência basta aplicar a transformada de Laplace nas equações (2.75) para se obter o diagrama de blocos da Figura 2.5.

No diagrama de blocos da Figura 2.5, $G_{\text{RAT}}(s)$ é a função de transferência do sistema de excitação (regulador de tensão).

Observe que o sistema MBI representado pelo MSP é também definido por constantes (coeficientes de sensibilidade de potência) que, de maneira geral, dependem do ponto de operação considerado.

Da análise do diagrama de blocos do MSP vê-se uma decomposição ativo-reativo, delimitada pela linha vertical tracejada mostrada na Figura 2.5. Observe que existe uma troca de variáveis entre os subsistemas esquerdo (ativo) e direito (reativo). O modelo ativo fornece os desvios angulares ($\Delta\delta$, $\Delta\theta$, $\Delta\theta_m$), a partir das solicitações da potência ativa. O modelo reativo responde corrigindo o valor absoluto das tensões ($\Delta e'_q$, Δv_t , Δv_m), resultantes do balanço de potência reativa.

A linha horizontal tracejada mostra a decomposição na escala do tempo. Esta decomposição existe pois dinâmicas de velocidades diferentes ocorrem no sistema elétrico (a malha de controle de tensão (através da potência reativa), é mais rápida que a malha de controle de frequência (por meio da potência ativa)).

Na Figura 2.5 observa-se que o subsistema superior (diferencial), troca variáveis com o subsistema inferior (algébrico). As variáveis da rede ($\Delta\theta$, Δv_t , $\Delta\theta_m$, Δv_m) são atualizadas rapidamente pelo sistema algébrico, enquanto as variáveis da máquina síncrona ($\Delta\delta$, $\Delta e'_q$) são lentamente atualizadas pelo sistema diferencial.

Fazendo-se uma comparação entre os diagramas de blocos das Figuras 2.3 (MHP) e (2.5) (MSP), observa-se que os dois modelos apresentam blocos similares (por exemplo, o bloco relacionado com k_3 no MHP e o bloco relacionado com a razão entre as reatâncias transitória de eixo direto (x'_d) e a síncrona de eixo direto (x_d)). Entretanto,

existem diferenças importantes a serem consideradas.

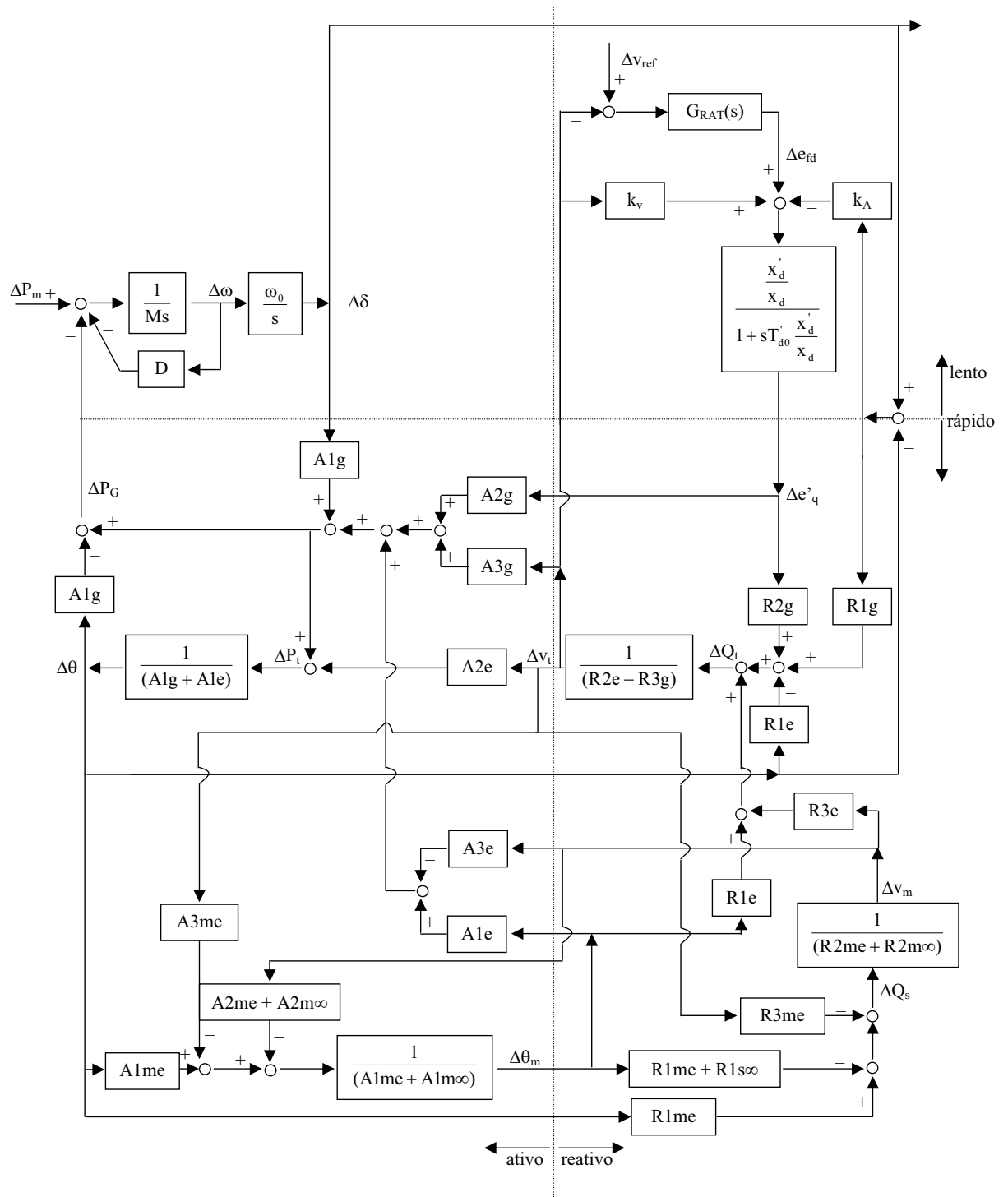


Figura 2.5: Diagrama de Blocos – Modelo de Sensibilidade de Potência – Sistema MBI

Uma diferença essencial reside na consideração das variáveis algébricas da rede elétrica. Para o sistema MBI representado pelo Modelo de Heffron e Phillips, estas

variáveis não são explícitas, visto que na dedução do MHP, o sistema fica reduzido à barra interna do gerador (barra da tensão e') e à barra infinita (barra da tensão v_∞).

2.4. Conclusões

Neste Capítulo foram apresentados dois modelos lineares, dedicados ao estudo da estabilidade às pequenas perturbações de sistemas elétricos de potência, do tipo “máquina síncrona ligada a um barramento infinito”.

Foram abordados o “Modelo Linear de Heffron & Phillips – MHP” e o “Modelo de Sensibilidade de Potência – MSP”.

Observou-se que os dois modelos são representados por constantes que de forma geral, dependem do ponto de operação considerado.

Também foi incluído o sistema de excitação (regulador automático de tensão) nos dois modelos e realizadas representações no domínio do tempo e no domínio da frequência.

A representação no domínio da frequência permitiu observar que o MSP apresenta duas decomposições: subsistemas ativo/reactivo e subsistemas rápido/lento. Esta peculiaridade não ocorre no MHP.

A representação no domínio do tempo possibilitou observar a preservação das variáveis da rede elétrica (sistema de transmissão externo) quando o sistema MBI é representado pelo MSP. Este fato também não é observado quando se utiliza o MHP.

No próximo Capítulo os modelos serão modificados para a introdução de dispositivos FACTS.

CAPÍTULO 3

Modelo Linear de Heffron e Phillips e Modelo de Sensibilidade de Potência com Dispositivos FACTS

3.1. Introdução

Uma das alternativas encontradas pelo setor elétrico para o problema do aumento da demanda e da falta de investimentos na construção de novas linhas de transmissão e unidades geradoras é a utilização de dispositivos FACTS (Flexible Alternate Current Transmission Systems) [9,10,11] conectados nas linhas de transmissão (compensadores série), ou nas barras (compensadores paralelo) do sistema elétrico de potência. Esses dispositivos permitem aumentar a capacidade de transmissão de potência nas linhas de transmissão dos sistemas de energia elétrica podendo, em alguns casos, até mesmo dobrar essa capacidade. Além disso, permitem maiores controle e direcionamento dos fluxos de potência nas linhas, níveis de transmissão de potência próximos ao limite térmico e, quando dotados de dispositivos de controle adicionais, introduzir amortecimento às oscilações eletromecânicas de baixa frequência [11,25].

Os dispositivos FACTS são resultantes dos avanços ocorridos na eletrônica de alta potência. São baseados em componentes da família dos tiristores (semicondutores de

alta potência), podendo controlar grandezas elétricas como impedâncias, módulo e fase de tensão e de corrente.

Os dispositivos FACTS mais comuns aplicados em sistemas de energia elétrica são o SVC (Static Var Compensator), o TCSC (Thyristor Controlled Series Capacitor), o PS (Phase Shifter), o STATCOM (Static Synchronous Compensator), o SSSC (Static Synchronous Series Compensator) e o UPFC (Unified Power Flow Controller).

Neste trabalho, serão abordados o Compensador Estático de Reativos (SVC) (dispositivo paralelo), e o Compensador Série Controlado a Tiristor (TCSC) (como o próprio nome diz, dispositivo série).

Os efeitos destes controladores serão introduzidos no MHP e MSP, com o objetivo de analisar suas influências no amortecimento das oscilações eletromecânicas em sistemas de energia elétrica do tipo “máquina síncrona ligada a uma barra infinita”.

3.2. Compensador Estático de Reativos (SVC)

Em sistemas de energia elétrica, a função básica de um SVC é o controle de tensão. Isso é realizado através do ajuste contínuo da potência reativa que ele troca com o sistema elétrico [9,22]. Desenvolvidos no início dos anos 70 para a compensação reativa de fornos a arco, foram posteriormente adaptados para aumentar a capacidade e melhorar a transmissão de potência em sistemas de energia elétrica. Esses compensadores são considerados estáticos por não apresentarem partes móveis. 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), conforme diagrama mostrado na Figura 3.1.

Através de uma coordenação adequada do chaveamento dos capacitores e do controle do reator, a potência reativa injetada (ou absorvida) pelo SVC na barra em que é conectado pode ser variada continuamente para o controle da tensão, de forma a manter o fluxo de potência desejado na rede de transmissão sob condições normais de operação, bem como sob condições de perturbações ou contingências.

Embora o SVC atue diretamente no fluxo de potência reativa, sinais de controle adicionais podem ser introduzidos de forma a produzir pequenas variações no fluxo de

potência ativa, através da modulação da tensão da barra em que ele está conectado. Isto pode contribuir para o amortecimento das oscilações de potência do sistema elétrico. A idéia básica é realizar esta modulação de forma a aumentar a potência elétrica transmitida através do aumento de tensão da barra (via VAR's capacitivos), quando os rotores dos geradores do sistema aceleram, e diminuí-la através da diminuição da tensão (via VAR's indutivos), quando os rotores desaceleram. Desta forma, a eficiência do SVC no amortecimento das oscilações de potência é função da variação de tensão que o mesmo é capaz ou permitido de produzir.

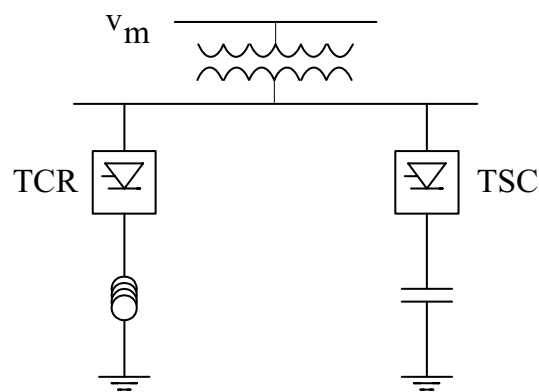


Figura 3.1: Compensador Estático de Reativos – Esquema Básico

3.2.1. Esquema de Controle Proposto para o SVC

Na Figura 3.2 é mostrado o diagrama de blocos de um modelo dinâmico que controla as variações de susceptância do SVC (ΔB_{SVC}) [27,28,29].

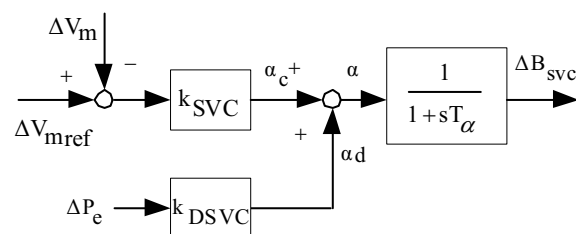


Figura 3.2: Sistema de Controle do SVC – Diagrama de Blocos

Observe que este é um duplo controle: de tensão (função básica do SVC), e um controle adicional de amortecimento.

O controle de tensão é realizado através de um ganho (k_{SVC}), de modo a manter a

tensão na barra praticamente inalterada. O sinal de entrada deste controle é a diferença entre a tensão de referência e a tensão real da barra onde está conectado o SVC.

O controle de amortecimento é representado por um ganho k_{DSVC} , e dentre os vários sinais de entrada listados na literatura [23,24,28,29,30], neste trabalho será utilizado o sinal “variações da potência elétrica (ou torque elétrico) na linha de transmissão” [28,29].

A constante de tempo T_α representa o atraso do circuito de disparo dos tiristores, geralmente muito pequeno e cujas constantes de tempo podem ser desprezadas [27,30].

Deve-se ressaltar que o sistema de controle proposto é muito similar aos modelos existentes na maioria dos programas de estabilidade em uso pelas empresas concessionárias de energia elétrica [21].

A redução do diagrama de blocos da Figura 3.2 permite escrever, no domínio da frequência, as variações da susceptância do SVC (ΔB_{SVC}), como na equação (3.1).

$$\Delta B_{SVC} = \frac{1}{1 + sT_\alpha} [k_{SVC} (\Delta v_{mref} - \Delta v_m) + k_{DSVC} \Delta P_e] \quad (3.1)$$

A aplicação da antitransformada de Laplace na equação (3.1) fornece a equação (3.2), que rege as variações ΔB_{SVC} do SVC no domínio do tempo.

$$\dot{\Delta B}_{SVC} = \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} \Delta v_{mref} - \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} \Delta v_m + \frac{k_{DSVC}}{T_\alpha} \Delta P_e - \frac{1}{T_\alpha} \Delta B_{SVC} \quad (3.2)$$

Esta formulação será utilizada na representação em espaço de estados do sistema MBI descrito pelo MHP e MSP.

3.3. Compensador Série Controlado a Tiristor (TCSC)

Capacitores série têm sido utilizados há décadas em sistemas de potência para melhorar a estabilidade e aumentar a capacidade de transferência de potência das linhas de transmissão [14-19]. A idéia básica da aplicação desses capacitores é compensar a

queda de tensão indutiva na linha através da inserção de uma tensão capacitiva ou, em outras palavras, reduzir a reatância efetiva da linha de transmissão. Esta tensão inserida pelo capacitor série é proporcional e em quadratura com a corrente da linha. A potência reativa gerada pelo capacitor é proporcional ao quadrado da magnitude da corrente, o que significa que o capacitor série tem uma característica de auto-regulação. Ou seja, quando o carregamento do sistema aumenta e as quedas de tensão na reatância da linha tornam-se maiores, a potência reativa gerada pelo capacitor também aumenta, o que torna possível regular a tensão do sistema conforme o desejado. Por reduzir a reatância da linha, a compensação série também aumenta as margens de estabilidade de tensão do sistema, portanto a sua aplicação é uma medida eficaz para prevenir a ocorrência do colapso de tensão [31].

A forma mais simples de se realizar a compensação série é através de capacitores fixos. No entanto, o desenvolvimento da eletrônica de potência tornou possível a obtenção de fontes de tensão ou capacitores série controláveis que podem realizar essa função de uma maneira muito mais generalizada, propiciando um completo controle do fluxo de potência ativa e reativa na linha de transmissão. Um dos mais importantes dispositivos FACTS desenvolvidos para realizar esta função é o Compensador Série Controlado a Tiristor (TCSC).

Teoricamente a compensação do TCSC poderia ser 100% da reatância da linha de transmissão (no caso de uma compensação total – linha ideal). Na prática o usual é não utilizar uma compensação reativa em série maior que 75% da reatância da linha, sendo que esta compensação muitas vezes é limitada a 50% deste valor devido a problemas relacionados com ressonância sub-síncrona [9,11].

Este dispositivo, proposto em [11] como um “método de ajuste rápido de impedância da rede”, é constituído por um reator controlado a tiristores em paralelo com um banco de capacitores série. A configuração básica de um TCSC com um capacitor fixo é mostrada na Figura 3.3.

Variações do ângulo de disparo dos tiristores levam a mudanças rápidas na reatância do TCSC e, como consequência, no nível de compensação da linha de transmissão. Os objetivos básicos da aplicação de TCSC's são aumentar a capacidade das linhas de transmissão e manter os fluxos de potência na rede em condições de regime permanente sob rotas especificadas. Entretanto, o TCSC, por ser um dispositivo controlado de

atuação rápida, pode também ser utilizado para melhorar a estabilidade do sistema, particularmente a estabilidade a pequenas oscilações, ou seja, para introduzir amortecimento adicional positivo às oscilações eletromecânicas de baixa frequência.

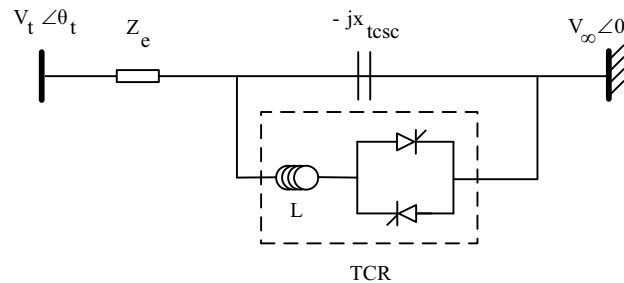


Figura 3.3: Compensador Série Controlado a Tiristor – Esquema Básico

3.3.1. Esquema de Controle Proposto para o TCSC

Na Figura 3.4 está ilustrado o diagrama de blocos de um modelo dinâmico que representa as variações de reatância do TCSC (ΔX_{TCSC}), que é ajustada, através de um bloco de primeira ordem de ganho k_{TCSC} (de modo a “manter o fluxo de potência na rede em condições de regime permanente sob rotas especificadas”) e a constante de tempo T_{TCSC} , que representa o atraso do circuito de disparo dos tiristores (esta constante de tempo é geralmente muito pequena e em alguns casos, pode ser desprezada).

Neste trabalho, o sinal de entrada para este controlador serão as “variações da potência elétrica (ou torque elétrico) na linha de transmissão” [34].

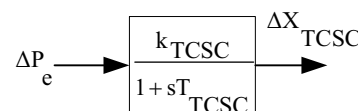


Figura 3.4: Sistema de Controle do TCSC – Diagrama de Blocos

A partir da análise do diagrama de blocos da Figura 3.4 é possível escrever, no domínio da frequência, as variações da reatância do TCSC (ΔX_{TCSC}), como na equação (3.3).

$$\Delta X_{TCSC} = \frac{k_{TCSC}}{1 + sT_{TCSC}} \Delta P_e \quad (3.3)$$

A aplicação da antitransformada de Laplace na equação (3.3) fornece a equação (3.4), que controla as variações ΔX_{TCSC} do TCSC no domínio do tempo.

$$\Delta \dot{X}_{\text{TCSC}} = \frac{k_{\text{TCSC}}}{T_{\text{TCSC}}} \Delta P_e - \frac{1}{T_{\text{TCSC}}} \Delta X_{\text{TCSC}} \quad (3.4)$$

Esta formulação será utilizada na representação em espaço de estados do sistema MBI descrito pelo MHP e MSP.

3.4. Inclusão do SVC no Modelo Linear de Heffron e Phillips

Para a inclusão dos efeitos do SVC no modelo linear de Heffron e Phillips [27,33], considere o diagrama unifilar do sistema máquina síncrona ligada a uma barra infinita com um SVC instalado (representado pela susceptância B_{SVC}), conforme mostrado na Figura 3.5.

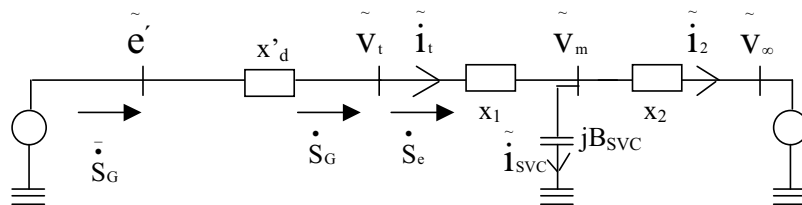


Figura 3.5: Diagrama Unifilar – Sistema MBI com SVC

Na Figura 3.5, \tilde{e}' , \tilde{v}_t , \tilde{v}_m e \tilde{v}_∞ são a tensão interna do gerador síncrono, a tensão terminal, a tensão na barra onde está conectado o SVC e a tensão na barra infinita, respectivamente.

A corrente \tilde{i}_1 é a que circula pela linha de transmissão entre a barra terminal e a barra intermediária “m”, representada pela reatância x_1 enquanto \tilde{i}_2 é a corrente que circula entre a barra intermediária “m” e a barra infinita, de reatância x_2 . A corrente \tilde{i}_{SVC} é a que circula pelo SVC.

A grandeza x'_d representa a reatância transitória de eixo direto do gerador. \dot{S}_G é a

potência complexa gerada internamente pela máquina síncrona. \dot{S}_G e \dot{S}_e são as potências complexas entregue à barra terminal e de saída da barra terminal, respectivamente.

3.4.1. Equações Básicas do Modelo de Heffron e Phillips com SVC

A partir do diagrama da Figura 3.5 podem ser escritas, no sistema de coordenadas (r,m), as equações (3.5) a (3.8).

$$\tilde{v}_t = \tilde{v}_m + jx_1 \tilde{i}_t \quad (3.5)$$

$$\tilde{v}_m = \tilde{v}_\infty + jx_2 \tilde{i}_2 \quad (3.6)$$

$$\tilde{i}_{svc} = jB_{svc} \tilde{v}_m \quad (3.7)$$

$$\tilde{i}_t = \tilde{i}_2 + \tilde{i}_{svc} \quad (3.8)$$

Manipulando as equações (3.5) a (3.8), podem ser escritas as equações (3.9) e (3.10), que descrevem a tensão na barra intermediária “m” e na barra terminal, respectivamente.

$$\tilde{v}_m = \frac{\tilde{v}_\infty}{(1 - x_2 B_{svc})} + j \frac{x_2}{(1 - x_2 B_{svc})} \tilde{i}_t \quad (3.9)$$

$$\tilde{v}_t = \frac{\tilde{v}_\infty}{(1 - x_2 B_{svc})} + j \left[x_1 + \frac{x_2}{(1 - x_2 B_{svc})} \right] \tilde{i}_t \quad (3.10)$$

Utilizando as equações (2.4) e (2.5) (Capítulo 2), a expressão (3.10) pode ser decomposta em componentes do eixo real e do eixo imaginário (equação (3.11)).

$$\begin{bmatrix} v_r \\ v_m \end{bmatrix} = \frac{1}{(1 - x_2 B_{svc})} \begin{bmatrix} v_{\infty r} \\ v_{\infty m} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -\left[x_1 + \frac{x_2}{(1 - x_2 B_{svc})} \right] \\ \left[x_1 + \frac{x_2}{(1 - x_2 B_{svc})} \right] & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_r \\ i_m \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

Aplicando a matriz de transformação de coordenadas em (3.11), obtém-se a equação (3.12), que fornece as componentes de eixo direto e de eixo de quadratura da tensão na barra terminal do gerador síncrono.

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \frac{1}{(1 - x_2 B_{svc})} \begin{bmatrix} v_{\infty r} \sin \delta - v_{\infty m} \cos \delta \\ v_{\infty r} \cos \delta + v_{\infty m} \sin \delta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -\left[x_1 + \frac{x_2}{(1 - x_2 B_{svc})} \right] \\ \left[x_1 + \frac{x_2}{(1 - x_2 B_{svc})} \right] & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

Considerando a tensão na barra infinita como referência e acoplando as equações (2.9) e (2.10) (deduzidas no Capítulo 2), podem ser obtidas as relações de igualdade mostradas nas equações (3.13) e (3.14).

$$v_d = \frac{v_{\infty} \sin \delta}{(1 - x_2 B_{svc})} - \left[x_1 + \frac{x_2}{(1 - x_2 B_{svc})} \right] i_q = e'_d + x'_d i_q = x_q i_q \quad (3.13)$$

$$v_q = \frac{v_{\infty} \cos \delta}{(1 - x_2 B_{svc})} + \left[x_1 + \frac{x_2}{(1 - x_2 B_{svc})} \right] i_d = e'_q - x'_d i_d = e_a - x_q i_d \quad (3.14)$$

A partir das equações (3.13) e (3.14), podem ser obtidas as equações (3.15) a (3.18), que são as equações básicas para o desenvolvimento do modelo linear de Heffron e Phillips com um SVC instalado.

$$i_d = \frac{e'_q - \frac{v_{\infty} \cos \delta}{(1 - x_2 B_{svc})}}{x'_d + x_1 + \frac{x_2}{(1 - x_2 B_{svc})}} \quad (3.15)$$

$$i_q = \frac{\frac{v_\infty \sin \delta}{(1 - x_2 B_{svc})}}{x_q + x_1 + \frac{x_2}{(1 - x_2 B_{svc})}} \quad (3.16)$$

$$v_d = \frac{v_\infty \sin \delta}{(1 - x_2 B_{svc})} - \left[x_1 + \frac{x_2}{(1 - x_2 B_{svc})} \right] i_q \quad (3.17)$$

$$v_q = \frac{v_\infty \cos \delta}{(1 - x_2 B_{svc})} + \left[x_1 + \frac{x_2}{(1 - x_2 B_{svc})} \right] i_d \quad (3.18)$$

3.4.2. Torque Elétrico nos Terminais do Gerador Síncrono com um SVC em Operação

As componentes real e imaginária da potência complexa nos terminais do gerador síncrono são mostradas nas equações (2.15) e (2.16) (Capítulo 2), onde P_e e Q_e são as potências ativa e reativa, respectivamente.

A substituição das equações básicas do MHP com SVC na equação (2.15) permite obter a potência elétrica P_e nos terminais do gerador síncrono que, em valores pu e $\omega = \omega_{base}$ (no caso brasileiro, $\omega_{base} = 377$ rad/s), se torna numericamente igual ao torque elétrico T_e , como na equação (3.19).

$$T_e = P_e = \frac{1}{\left[x'_d + x_1 + x_2 - x_2 B_{svc} (x'_d + x_1) \right]} e'_q v_\infty \sin \delta - \frac{1}{2} \frac{(x_q - x'_d)}{\left[x'_d + x_1 + x_2 - x_2 B_{svc} (x'_d + x_1) \right] \left[x_q + x_1 + x_2 - x_2 B_{svc} (x_q + x_1) \right]} v_\infty^2 \sin 2\delta \quad (3.19)$$

Comparando-se a equação (3.19) com a equação (2.17) apresentada no Capítulo 2, nota-se claramente a influência do SVC na formação do torque elétrico nos terminais do gerador síncrono (basta fazer na equação (3.19) a grandeza B_{svc} igual a zero, que obtém-se a equação (2.17)).

O segundo termo da equação (3.19) é o torque de relutância quando no sistema de potência está em operação um compensador SVC, no caso de geradores de pólos salientes. Para geradores de rotor liso, basta fazer $x_q = x'_d$.

Admitindo-se pequenos desvios em torno de um ponto de equilíbrio, a equação (3.19) pode ser linearizada, assumindo a forma mostrada em (3.20).

$$\Delta T_e = \Delta P_e = k_1 \Delta \delta + k_2 \Delta e'_q + k_8 \Delta B_{svc} \quad (3.20)$$

$$k_1 = (x_q - x'_d) i_q \left[\frac{v_\infty}{x'_d + x_1 + x_2 - (x'_d + x_1) x_2 B_{svc}} \operatorname{sen} \delta \right] + \left[e'_q + (x_q - x'_d) i_d \right] \left\{ \frac{v_\infty}{[x_q + x_1 + x_2 - (x_q + x_1) x_2 B_{svc}] \cos \delta} \right\} \quad (3.20.a)$$

$$k_2 = \left\{ (x_q - x'_d) \left[\frac{(1 - x_2 B_{svc})}{x'_d + x_1 + x_2 - (x'_d + x_1) x_2 B_{svc}} \right] + 1 \right\} i_q \quad (3.20.b)$$

$$k_8 = (x_q - x'_d) i_q \left\{ \frac{-x_2 [x_2 e'_q + (x'_d + x_1) v_\infty \cos \delta]}{[x'_d + x_1 + x_2 - (x'_d + x_1) x_2 B_{svc}]^2} \right\} + \left[e'_q + (x_q - x'_d) i_d \right] \left\{ \frac{(x_q + x_1) x_2 v_\infty}{[x_q + x_1 + x_2 - (x_q + x_1) x_2 B_{svc}]^2 \operatorname{sen} \delta} \right\} \quad (3.20.c)$$

3.4.3. Inclusão da Dinâmica do Circuito de Campo do Gerador Síncrono no MHP com SVC em Operação

A partir da equação (2.19 – Capítulo 2), a forma linearizada da variação da tensão interna do gerador síncrono com um SVC em operação é obtida pela substituição das equações básicas do MHP com SVC e mostrada na equação (3.21).

$$T'_{d0} \Delta \overset{\circ}{e}'_q = \Delta e_{fd} - k_4 \Delta \delta - \frac{1}{k_3} \Delta e'_q - k_9 \Delta B_{svc} \quad (3.21)$$

$$\frac{1}{k_3} = 1 + (x_d - x'_d) \left[\frac{(1 - x_2 B_{svc})}{x'_d + x_1 + x_2 - (x'_d + x_1)x_2 B_{svc}} \right] \quad (3.21.a)$$

$$k_4 = (x_d - x'_d) \left[\frac{v_\infty}{x'_d + x_1 + x_2 - (x'_d + x_1)x_2 B_{svc}} \text{sen } \delta \right] \quad (3.21.b)$$

$$k_9 = (x_d - x'_d) \left\{ \frac{-x_2 [x_2 e'_q + (x'_d + x_1)v_\infty \cos \delta]}{[x'_d + x_1 + x_2 - (x'_d + x_1)x_2 B_{svc}]^2} \right\} \quad (3.21.c)$$

3.4.4. Tensão Terminal do Gerador Síncrono com SVC em Operação

Substituindo-se as equações básicas do MHP com SVC na equação (2.21) e procedendo a um processo de linearização (novamente, através da expansão em série de Taylor, desprezando-se os termos de ordem maiores que a unidade), obtém-se a equação (3.22).

$$\Delta v_t = k_5 \Delta \delta + k_6 \Delta e'_q + k_7 \Delta B_{svc} \quad (3.22)$$

$$k_5 = -\frac{v_q}{v_t} x'_d \left[\frac{v_\infty}{x'_d + x_1 + x_2 - (x'_d + x_1)x_2 B_{svc}} \text{sen } \delta \right] + \frac{v_d}{v_t} x_q \left\{ \frac{v_\infty}{[x_q + x_1 + x_2 - (x_q + x_1)x_2 B_{svc}]^2} \cos \delta \right\} \quad (3.22.a)$$

$$k_6 = \frac{v_q}{v_t} \left\{ 1 - x'_d \left[\frac{(1 - x_2 B_{svc})}{x'_d + x_1 + x_2 - (x'_d + x_1)x_2 B_{svc}} \right] \right\} \quad (3.22.b)$$

$$k_7 = -\frac{v_q}{v_t} x'_d \left\{ \frac{-x_2 [x_2 e'_q + (x'_d + x_1)v_\infty \cos \delta]}{[x'_d + x_1 + x_2 - (x'_d + x_1)x_2 B_{svc}]^2} \right\} + \frac{v_d}{v_t} x_q \left\{ \frac{(x_q + x_1)x_2 v_\infty}{[x_q + x_1 + x_2 - (x_q + x_1)x_2 B_{svc}]^2} \text{sen } \delta \right\} \quad (3.22.c)$$

3.4.5. Interpretação Física das Constantes do MHP com SVC em Operação

A interpretação física das constantes k_1 a k_6 do MHP com SVC é a mesma do MHP original, bastando para isto considerar que a susceptância do SVC é constante ($\Delta B_{SVC} = 0$) nas interpretações correspondentes.

Deve-se ressaltar que as expressões analíticas destas constantes se alteram, quando comparadas com as expressões obtidas sem a atuação do SVC. Isto ocorre por causa da atuação do SVC no sistema de energia elétrica.

Além disso as influências da operação do SVC na formação de torque elétrico, tensão interna e tensão terminal ficam explicitadas pelas novas constantes k_7 , k_8 e k_9 .

3.4.6. Tensão na Barra Intermediária “m” (Tensão v_m) com SVC em Operação

Aplicando-se a matriz de transformação de coordenadas na equação (3.9), se obtém as equações (3.23) e (3.24), que fornecem as componentes de eixo direto e eixo em quadratura da tensão na barra onde está instalado o SVC (v_{md} e v_{mq} , respectivamente).

$$v_{md} = v_d + x_1 \dot{i}_q \quad (3.23)$$

$$v_{mq} = v_q - x_1 \dot{i}_d \quad (3.24)$$

O valor absoluto desta tensão (equação (2.25)), em sua forma linearizada é obtida pelas equações básicas do MHP com o SVC em operação e é mostrada na equação (3.25).

$$\Delta v_m = c_1 \Delta \delta + c_2 \Delta e'_q + c_3 \Delta B_{svc} \quad (3.25)$$

$$c_1 = \frac{v_{md}}{v_m} (x_q + x_1) \left\{ \frac{v_\infty}{[x_q + x_1 + x_2 - (x_q + x_1)x_2 B_{svc}]} \cos \delta \right\} - \frac{v_{mq}}{v_m} (x'_d + x_1) \left[\frac{v_\infty}{[x'_d + x_1 + x_2 - (x'_d + x_1)x_2 B_{svc}]} \sin \delta \right] \quad (3.25.a)$$

$$c_2 = \frac{v_{mq}}{v_m} \left\{ 1 - (x'_d + x_1) \left[\frac{(1 - x_2 B_{svc})}{x'_d + x_1 + x_2 - (x'_d + x_1)x_2 B_{svc}} \right] \right\} \quad (3.25.b)$$

$$c_3 = \frac{v_{md}}{v_m} (x_q + x_1) \left\{ \frac{(x_q + x_1)x_2 v_\infty}{[x_q + x_1 + x_2 - (x_q + x_1)x_2 B_{svc}]^2} \text{sen } \delta \right\} - \frac{v_{mq}}{v_m} (x'_d + x_1) \left\{ \frac{-x_2 [x_2 e'_q + (x'_d + x_1)v_\infty \cos \delta]}{[x'_d + x_1 + x_2 - (x'_d + x_1)x_2 B_{svc}]^2} \right\} \quad (3.25.c)$$

Novamente, a atuação do SVC modifica as expressões das constantes c_1 e c_2 , quando comparadas com o MHP original. A atuação do SVC também introduz uma nova constante, que representa seus efeitos na formação dos desvios de tensão na barra onde está instalado (constante c_3).

3.4.7. Equações Eletromecânicas do Gerador Síncrono no MHP com SVC em Operação

As equações eletromecânicas do gerador síncrono são obtidas das equações (2.27) e (2.28), pela substituição da equação (3.20), como nas equações (3.26) e (3.27), onde continuam válidas as mesmas definições feitas para as equações (2.27) e (2.28).

$$\Delta \dot{\delta} = \omega_o \Delta \omega \quad (3.26)$$

$$\Delta \dot{\omega} = -\frac{D}{M} \Delta \omega - \frac{k_1}{M} \Delta \delta - \frac{k_2}{M} \Delta e'_q - \frac{k_8}{M} \Delta B_{svc} + \frac{1}{M} \Delta T_m \quad (3.27)$$

3.4.8. Inclusão do Sistema de Excitação do Gerador Síncrono no MHP com SVC em Operação

A equação das variações da tensão de campo do gerador síncrono quando existe um SVC em operação no sistema é obtida com facilidade pela substituição da equação

(3.22) na equação (2.30), conforme a equação (3.28).

$$\Delta e_{fd}^{\circ} = -\frac{k_r k_5}{T_r} \Delta \delta - \frac{k_r k_6}{T_r} \Delta e_q' - \frac{1}{T_r} \Delta e_{fd} - \frac{k_r k_7}{T_r} \Delta B_{svc} + \frac{k_r}{T_r} \Delta v_{ref} \quad (3.28)$$

3.5. Inclusão do TCSC no Modelo Linear de Heffron e Phillips

Para a inclusão dos efeitos do TCSC no modelo linear de Heffron e Phillips [33,34], considere o diagrama unifilar do sistema máquina síncrona ligada a uma barra infinita com um TCSC instalado, conforme mostrado na Figura 3.6.

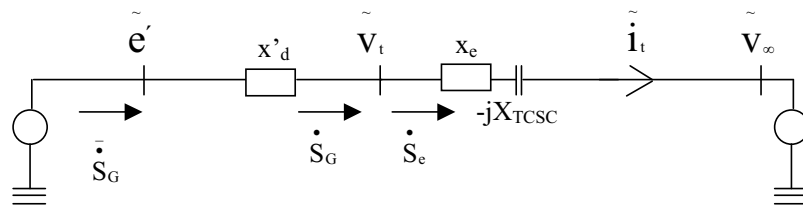


Figura 3.6: Diagrama Unifilar – Sistema MBI com TCSC

Na Figura 3.6, \tilde{e}' , \tilde{v}_t e \tilde{v}_∞ são a tensão interna do gerador síncrono, a tensão terminal e a tensão na barra infinita, respectivamente. A corrente \tilde{i}_t é a que circula pela linha de transmissão. A grandeza x'_d representa a reatância transitória de eixo direto do gerador. $\dot{\tilde{S}}_G$ é a potência complexa gerada internamente pela máquina síncrona. $\dot{\tilde{S}}_G$ e $\dot{\tilde{S}}_e$ são as potências complexas entregue à barra terminal e de saída da barra terminal, respectivamente.

O compensador TCSC é representado pela reatância X_{TCSC} .

3.5.1. Equações Básicas do Modelo de Heffron e Phillips com TCSC

As equações básicas do modelo de Heffron e Phillips com um TCSC em operação podem ser obtidas diretamente das equações (2.11) a (2.14), bastando substituir a reatância x_e pela reatância efetiva da linha de transmissão (após a implantação do

TCSC) igual a $x_e - X_{TCSC}$, conforme mostrado nas equações (3.29) a (3.32).

$$i_d = \frac{e'_q - v_\infty \cos \delta}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})} \quad (3.29)$$

$$i_q = \frac{v_\infty \sin \delta}{(x'_q + x_e - X_{TCSC})} \quad (3.30)$$

$$v_d = \frac{x_q}{(x'_q + x_e - X_{TCSC})} v_\infty \sin \delta \quad (3.31)$$

$$v_q = \frac{x_e}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})} e'_q + \frac{x'_d}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})} v_\infty \cos \delta \quad (3.32)$$

3.5.2. Torque Elétrico nos Terminais do Gerador Síncrono com TCSC em Operação

As componentes real e imaginária da potência complexa nos terminais do gerador síncrono são mostradas nas equações (2.15) e (2.16) (Capítulo 2), onde P_e e Q_e são as potências ativa e reativa, respectivamente.

A substituição das equações básicas do MHP com TCSC na equação (2.15) permite obter a potência elétrica P_e nos terminais do gerador síncrono que, em valores pu e $\omega = \omega_0$, se torna numericamente igual ao torque elétrico T_e , como na equação (3.33).

$$T_e = \frac{1}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})} e'_q v_\infty \sin \delta - \frac{1}{2} \frac{(x_q - x'_d)}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})(x'_q + x_e - X_{TCSC})} v_\infty^2 \sin 2\delta \quad (3.33)$$

Novamente, ao se fazer X_{TCSC} igual a zero na equação (3.33), recai-se na equação (2.17), que é válida para o sistema sem o compensador TCSC. O torque de relutância também é modificado pela presença do TCSC.

Admitindo-se pequenos desvios em torno de um ponto de equilíbrio, a equação

(3.33) pode ser linearizada, assumindo a forma mostrada em (3.34).

$$\Delta T_e = \Delta P_e = k_1 \Delta \delta + k_2 \Delta e'_q + k_8 \Delta X_{TCSC} \quad (3.34)$$

$$k_1 = \frac{(x_q - x'_d)}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})} i_q v_\infty \text{sen } \delta + \frac{[e'_q + (x_q - x'_d) i_d]}{(x_q + x_e - X_{TCSC})} v_\infty \text{cos } \delta \quad (3.34.a)$$

$$k_2 = \frac{(x_q + x_e - X_{TCSC})}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})} i_q \quad (3.34.b)$$

$$k_8 = \frac{(x_q - x'_d)}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})^2} i_q (e'_q - v_\infty \text{cos } \delta) + \frac{[e'_q + (x_q - x'_d) i_d]}{(x_q + x_e - X_{TCSC})^2} v_\infty \text{sen } \delta \quad (3.34.c)$$

3.5.3. Inclusão da Dinâmica do Circuito de Campo do Gerador Síncrono no MHP com TCSC em Operação

A partir da equação (2.19 – Capítulo 2), a forma linearizada da variação da tensão interna do gerador síncrono com um TCSC em operação é obtida pela substituição das equações básicas do MHP com TCSC e mostrada na equação (3.35).

$$T'_{d0} \Delta \overset{\circ}{e}'_q = \Delta e_{fd} - k_4 \Delta \delta - \frac{1}{k_3} \Delta e'_q - k_9 \Delta X_{TCSC} \quad (3.35)$$

$$\frac{1}{k_3} = \frac{(x_d + x_e - X_{TCSC})}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})} \quad (3.35.a)$$

$$k_4 = \frac{(x_d - x'_d)}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})} v_\infty \text{sen } \delta \quad (3.35.b)$$

$$k_9 = \frac{(x_d - x'_d)}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})^2} (e'_q - v_\infty \text{cos } \delta) \quad (3.35.c)$$

3.5.4. Tensão Terminal do Gerador Síncrono com TCSC em Operação

Substituindo-se as equações básicas do MHP com TCSC na equação (2.21) e procedendo a um processo de linearização, obtém-se a equação (3.36).

$$\Delta v_t = k_5 \Delta \delta + k_6 \Delta e'_q + k_7 \Delta X_{TCSC} \quad (3.36)$$

$$k_5 = -v_\infty \frac{x'_d}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})} \frac{v_q}{v_t} \text{sen } \delta + v_\infty \frac{x_q}{(x_q + x_e - X_{TCSC})} \frac{v_d}{v_t} \text{cos } \delta \quad (3.36.a)$$

$$k_6 = \frac{v_q}{v_t} \frac{(x_e - X_{TCSC})}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})} \quad (3.36.b)$$

$$k_7 = -\frac{v_q}{v_t} \frac{x'_d}{(x'_d + x_e - X_{TCSC})^2} (e'_q - v_\infty \text{cos } \delta) + \frac{v_d}{v_t} \frac{x_q}{(x_q + x_e - X_{TCSC})^2} v_\infty \text{sen } \delta \quad (3.36.c)$$

3.5.5. Interpretação Física das Constantes do MHP com TCSC em Operação

A interpretação física das constantes k_1 a k_6 do MHP com TCSC é a mesma do MHP original, bastando para isto considerar que a reatância do TCSC é constante ($\Delta X_{TCSC} = 0$) nas interpretações correspondentes.

Deve-se ressaltar que como no caso da inclusão do SVC, as expressões analíticas destas constantes se alteram, quando comparadas com as expressões obtidas sem a atuação do TCSC. Isto ocorre por causa da atuação do TCSC no sistema de energia elétrica.

Além disso as influências da operação do TCSC na formação de torque elétrico, tensão interna e tensão terminal ficam explicitadas pelas novas constantes k_7 , k_8 e k_9 .

3.5.6. Equações Eletromecânicas do Gerador Síncrono no MHP com TCSC em Operação

As equações eletromecânicas do gerador síncrono são obtidas das equações (2.27) e

(2.28), pela substituição da equação (3.34) e são mostradas nas equações (3.37) e (3.38).

$$\Delta \dot{\delta} = \omega_0 \Delta \omega \quad (3.37)$$

$$\Delta \dot{\omega} = -\frac{D}{M} \Delta \omega - \frac{k_1}{M} \Delta \delta - \frac{k_2}{M} \Delta e'_q - \frac{k_8}{M} \Delta X_{TCSC} + \frac{1}{M} \Delta T_m \quad (3.38)$$

3.5.7. Inclusão do Sistema de Excitação do Gerador Síncrono no MHP com TCSC em Operação

A equação das variações da tensão de campo do gerador síncrono quando existe um TCSC em operação no sistema é obtida com facilidade pela substituição da equação (3.36) na equação (2.30), conforme a equação (3.39).

$$\Delta \dot{e}_{fd} = -\frac{k_r k_5}{T_r} \Delta \delta - \frac{k_r k_6}{T_r} \Delta e'_q - \frac{1}{T_r} \Delta e_{fd} - \frac{k_r k_7}{T_r} \Delta X_{TCSC} + \frac{k_r}{T_r} \Delta v_{ref} \quad (3.39)$$

3.5.8. Representações do Modelo Linear de Heffron e Phillips com Dispositivos FACTS

Para a representação do MHP com o SVC em operação (sem a consideração de um dispositivo de controle sobre a susceptância B_{SVC}) são utilizadas as equações (3.21), (3.26), (3.27) e (3.28). Em se tratando do MHP com a atuação do TCSC (sem dispositivo de controle sobre a reatância X_{CSC}), a representação no espaço de estados é feita utilizando-se as equações (3.5), (3.37), (3.38) e (3.39).

Com estas considerações, pode-se realizar uma representação no espaço de estados do MHP com dispositivos FACTS (SVC ou TCSC), como nas equações (3.40).

$$\dot{x} = Ax + Bu \quad (3.40)$$

$$x = \left[\Delta \omega \quad \Delta \delta \quad \Delta e'_q \quad \Delta e_{fd} \right]^t \quad (3.40.a)$$

$$\mathbf{u} = \begin{bmatrix} \Delta T_m & \Delta v_{\text{ref}} & \Delta u_{\text{FACTS}} \end{bmatrix}^t \quad (3.40.b)$$

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{k_1}{M} & -\frac{k_2}{M} & 0 \\ \omega_0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{k_4}{T'_{d0}} & -\frac{1}{k_3 T'_{d0}} & \frac{1}{T'_{d0}} \\ 0 & -\frac{k_r k_5}{T_r} & -\frac{k_r k_6}{T_r} & -\frac{1}{T_r} \end{bmatrix} \quad (3.40.c)$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \frac{1}{M} & 0 & -\frac{k_8}{M} \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{k_9}{T'_{d0}} \\ 0 & \frac{k_r}{T_r} & -\frac{k_r k_7}{T_r} \end{bmatrix} \quad (3.40.d)$$

Nas equações (3.40), \mathbf{x} é o vetor de estados, \mathbf{u} é o vetor de entradas, \mathbf{A} é a matriz de estados e \mathbf{B} a matriz de entradas. A entrada Δu_{FACTS} é ΔB_{SVC} quando se tratar do sistema com o SVC em operação. No caso do dispositivo ser o TCSC, Δu_{FACTS} é ΔX_{TCSC} .

Logicamente, as constantes k_1 a k_9 se referem a cada tipo de dispositivo FACTS.

Para a representação do MHP com dispositivo FACTS no domínio da frequência basta aplicar a transformada de Laplace nas equações (3.40), para se obter o diagrama de blocos da Figura 3.7, onde $G_{\text{RAT}}(s)$ é a função de transferência do sistema de excitação (regulador de tensão).

Observe ainda que mesmo com dispositivos FACTS em operação (seja SVC ou TCSC), é possível definir o laço eletromecânico (onde estão apenas grandezas mecânicas), e o laço reativo (correspondendo às grandezas elétricas: tensões e correntes), para o sistema MBI.

Ao se comparar as Figuras 2.3 (Capítulo 2) e 3.7, pode-se afirmar que a introdução de controladores FACTS do tipo SVC ou TCSC “amplia” o modelo original de Heffron e Phillips. Esta ampliação é decorrência das novas constantes introduzidas no modelo, que refletem a influência destes controladores no sistema elétrico de potência.

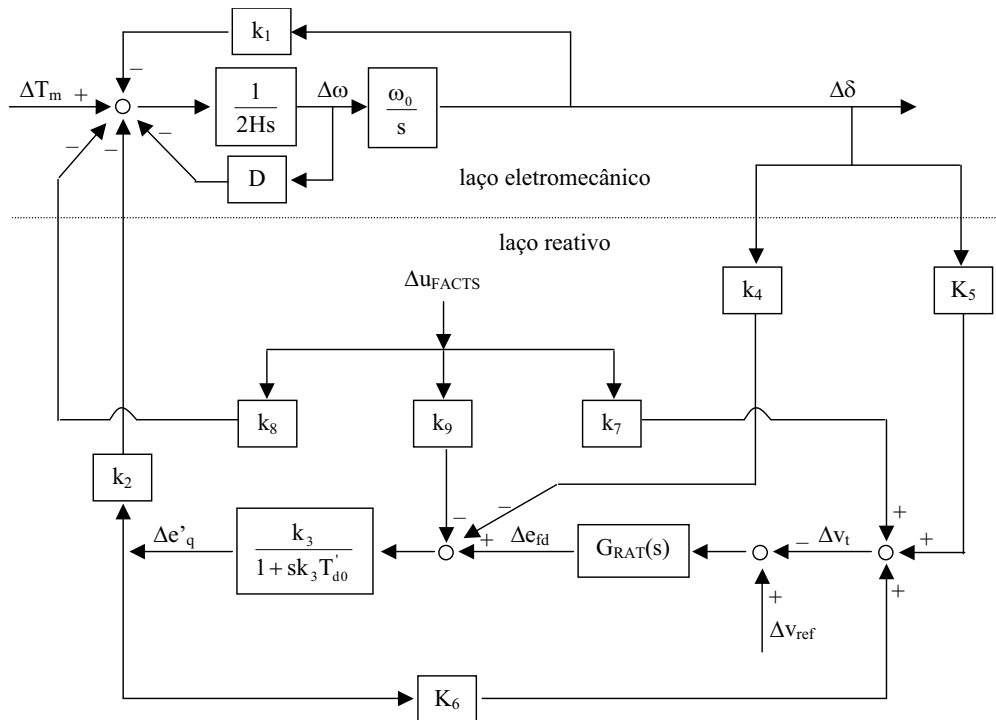


Figura 3.7: Diagrama de Blocos – Modelo de Heffron e Phillips com FACTS – Sistema MBI

3.6. Inclusão do SVC no Modelo de Sensibilidade de Potência

Para a inclusão dos efeitos do SVC no Modelo de Sensibilidade de Potência [28,29], considere o diagrama unifilar do sistema máquina síncrona ligada a uma barra infinita com um SVC instalado (representado pela susceptância B_{SVC}), conforme mostrado na Figura 3.8.

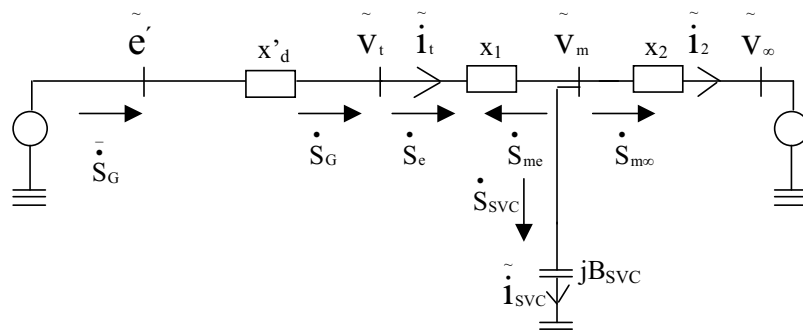


Figura 3.8: Diagrama Unifilar – Sistema MBI com SVC

Nesta Figura \tilde{e}' , \tilde{v}_t , \tilde{v}_m e \tilde{v}_∞ são a tensão interna do gerador síncrono, a tensão

terminal, a tensão na barra onde está conectado o SVC e a tensão na barra infinita, respectivamente.

As correntes \tilde{i}_1 , \tilde{i}_2 e \tilde{i}_{SVC} são as que circulam pela linha de transmissão entre a barra terminal e a barra intermediária “m” (representada pela reatância x_1), a barra intermediária “m” e a barra infinita (de reatância x_2) e pelo SVC, respectivamente. A grandeza x'_d representa a reatância transitória de eixo direto do gerador síncrono.

Com relação às potências, \bar{S}_G é a potência complexa gerada internamente pela máquina síncrona, enquanto que \dot{S}_G e \dot{S}_e são as potências complexas entregue à barra terminal e de saída da barra terminal, respectivamente. Os fluxos de potência \dot{S}_{me} e $\dot{S}_{m\infty}$ são os que fluem da barra m para a barra terminal do gerador síncrono e da barra m para a barra infinita, respectivamente. A grandeza \dot{S}_{SVC} é a potência complexa consumida pelo SVC.

Adaptando-se as equações do MSP original (sem controladores FACTS), é possível determinar as equações básicas do MSP com SVC e a partir delas as potências envolvidas no modelo, como mostradas na seqüência.

3.6.1. Potências no Sistema MBI com SVC

As expressões analíticas das componentes ativa e reativa das potências \dot{S}_G , \dot{S}_e , \dot{S}_{me} e $\dot{S}_{m\infty}$ não são alteradas quando da inclusão do SVC no sistema MBI e estão mostradas no Capítulo 2.

A potência complexa que flui para o SVC pode ser calculada como na expressão (3.41).

$$\dot{S}_{SVC} = P_{SVC} + jQ_{SVC} = \tilde{v}_m \left(\tilde{i}_{SVC} \right)^* \quad (3.41)$$

Na equação (3.41) o símbolo “*” significa “o conjugado do fasor”.

Por inspeção, do diagrama unifilar da Figura 3.8, a corrente que circula pelo

compensador estático de reativos pode ser calculada pela equação (3.42).

$$\tilde{i}_{SVC} = jB_{SVC} \tilde{V}_m \quad (3.42)$$

Substituindo-se (3.42) em (3.41) obtém-se as parcelas ativa e reativa da potência complexa consumida pelo SVC (equações (3.43) e (3.44)).

$$P_{SVC} = 0 \quad (3.43)$$

$$Q_{SVC} = -B_{SVC} V_m^2 \quad (3.44)$$

Admitindo-se pequenos desvios em torno de um ponto de equilíbrio, as equações (3.43) e (3.44) podem ser linearizadas, assumindo as formas mostradas nas equações (3.45) e (3.46).

$$\Delta P_{SVC} = 0 \quad (3.45)$$

$$\Delta Q_{SVC} = R1_{SVC} \Delta v_m + R2_{SVC} \Delta B_{SVC} \quad (3.46)$$

$$R1_{SVC} = -2B_{SVC} V_m \quad (3.46.a)$$

$$R2_{SVC} = -v_m^2 \quad (3.46.b)$$

Os coeficientes $R1_{SVC}$ e $R2_{SVC}$ são chamados “coeficientes de sensibilidade de potência reativa do compensador estático de reativos”.

3.6.2. Balanço de Potências no Sistema MBI com SVC

Para o sistema MBI com a atuação do SVC os balanços de potências (considerando pequenas variações em torno do ponto de equilíbrio, conseqüentemente na forma

linearizada), são dados pelas equações (3.47) a (3.50).

$$\Delta P_G - \Delta P_e = 0 \quad (3.47)$$

$$\Delta Q_G - \Delta Q_e = 0 \quad (3.48)$$

$$-\Delta P_{me} - \Delta P_{m\infty} - \Delta P_{SVC} = 0 \quad (3.49)$$

$$-\Delta Q_{me} - \Delta Q_{m\infty} - \Delta Q_{SVC} = 0 \quad (3.50)$$

Substituindo-se as equações (2.51) a (2.58) (Capítulo 2), e (3.45) e (3.46) nas equações (3.47) a (3.50), têm-se as expressões do balanço de potências ativa e reativa do sistema MBI com a atuação do SVC (equações (3.51) a (3.54)), que são as equações algébricas do modelo de sensibilidade de potência, para esta situação.

$$A1g\Delta\delta + A2g\Delta e'_q - (A1g + A1e)\Delta\theta + A1e\Delta\theta_m + (A3g - A2e)\Delta v_t - A3e\Delta v_m = 0 \quad (3.51)$$

$$R1g\Delta\delta + R2g\Delta e'_q - (R1g + R1e)\Delta\theta + R1e\Delta\theta_m + (R3g - R2e)\Delta v_t - R3e\Delta v_m = 0 \quad (3.52)$$

$$A1me\Delta\theta - (A1me + A1m\infty)\Delta\theta_m - A3me\Delta v_t - (A2me + A2m\infty)\Delta v_m = 0 \quad (3.53)$$

$$R1me\Delta\theta - (R1me + R1m\infty)\Delta\theta_m - R3me\Delta v_t - (R2me + R2m\infty + R1_{SVC})\Delta v_m - R2_{SVC}\Delta B_{SVC} = 0 \quad (3.54)$$

3.6.3. Representações do Modelo de Sensibilidade de Potência com SVC

A forma das equações diferenciais do MSP com SVC não são alteradas com relação ao MSP original (sem o SVC).

Portanto, utilizando-se as equações diferenciais (2.71) a (2.74) e as algébricas (3.51) a (3.54), pode-se realizar uma representação do MSP com SVC envolvendo variáveis algébricas e de estado, como nas equações (3.55).

Nestas equações x é o vetor de variáveis de estados, z é o vetor de variáveis algébricas e u é o vetor de entradas.

A interpretação das sub-matrizes J_{11} , J_{12} , J_{21} e J_{22} é a mesma apresentada no Capítulo 2.

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta z \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} [\Delta u] \quad (3.55)$$

$$x = [\Delta \omega \quad \Delta \delta \quad \Delta e'_q \quad \Delta e'_{fd}]^t \quad (3.55.a)$$

$$z = [\Delta \theta \quad \Delta \theta_m \quad \Delta v_t \quad \Delta v_m]^t \quad (3.55.b)$$

$$u = [\Delta P_m \quad \Delta v_{ref} \quad \Delta B_{SVC}]^t \quad (3.55.c)$$

$$J_{11} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{A1g}{M} & -\frac{A2g}{M} & 0 \\ \omega_0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{k_A}{T_{d0}} & -\frac{x_d}{T_{d0}x'_d} & \frac{1}{T_{d0}} \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_r} \end{bmatrix} \quad (3.55.d)$$

$$J_{12} = \begin{bmatrix} \frac{A1g}{M} & 0 & -\frac{A3g}{M} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{k_A}{T_{d0}} & 0 & \frac{k_v}{T_{d0}} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{k_r}{T_r} & 0 \end{bmatrix} \quad (3.55.e)$$

$$J_{21} = \begin{bmatrix} 0 & A1g & A2g & 0 \\ 0 & R1g & R2g & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.55.f)$$

$$J_{22} = \begin{bmatrix} -(A1g + A1e) & A1e & (A3g - A2e) & -A3e \\ -(R1g + R1e) & R1e & (R3g - R2e) & -R3e \\ A1me & -(A1me + A1m\infty) & -A3me & -(A2me + A2m\infty) \\ R1me & -(R1me + R1m\infty b) & -R3me & -(R2me + R2m\infty + R1_{SVC}) \end{bmatrix} \quad (3.55.g)$$

$$B_1 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ \frac{M}{T_r} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{k_r}{T_r} & 0 \end{bmatrix} \quad (3.55.h)$$

$$B_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -R2_{SVC} \end{bmatrix} \quad (3.55.i)$$

Observe que nesta representação a grandeza ΔB_{SVC} foi considerada uma entrada para o sistema, isto é, não foi considerado o sistema de controle descrito na seção (3.2.1).

Para a representação do MSP considerando a atuação do SVC no domínio da frequência basta aplicar a transformada de Laplace nas equações (3.55) para se obter o diagrama de blocos da Figura 3.9.

Deve-se ressaltar que a consideração da atuação do SVC ainda preserva no modelo de sensibilidade de potência os subsistemas ativo/reactivo e rápido/lento.

3.7. Inclusão do TCSC no Modelo de Sensibilidade de Potência

Para a inclusão dos efeitos do TCSC no Modelo de Sensibilidade de Potência [35], considere novamente o diagrama unifilar mostrado na Figura 3.6.

De maneira análoga ao realizado para a inclusão do SVC, as equações básicas do MSP com TCSC são obtidas a partir do equacionamento do MSP original (sem controladores FACTS). A partir destas equações, as potências envolvidas no modelo são

determinadas, como mostradas na seqüência.

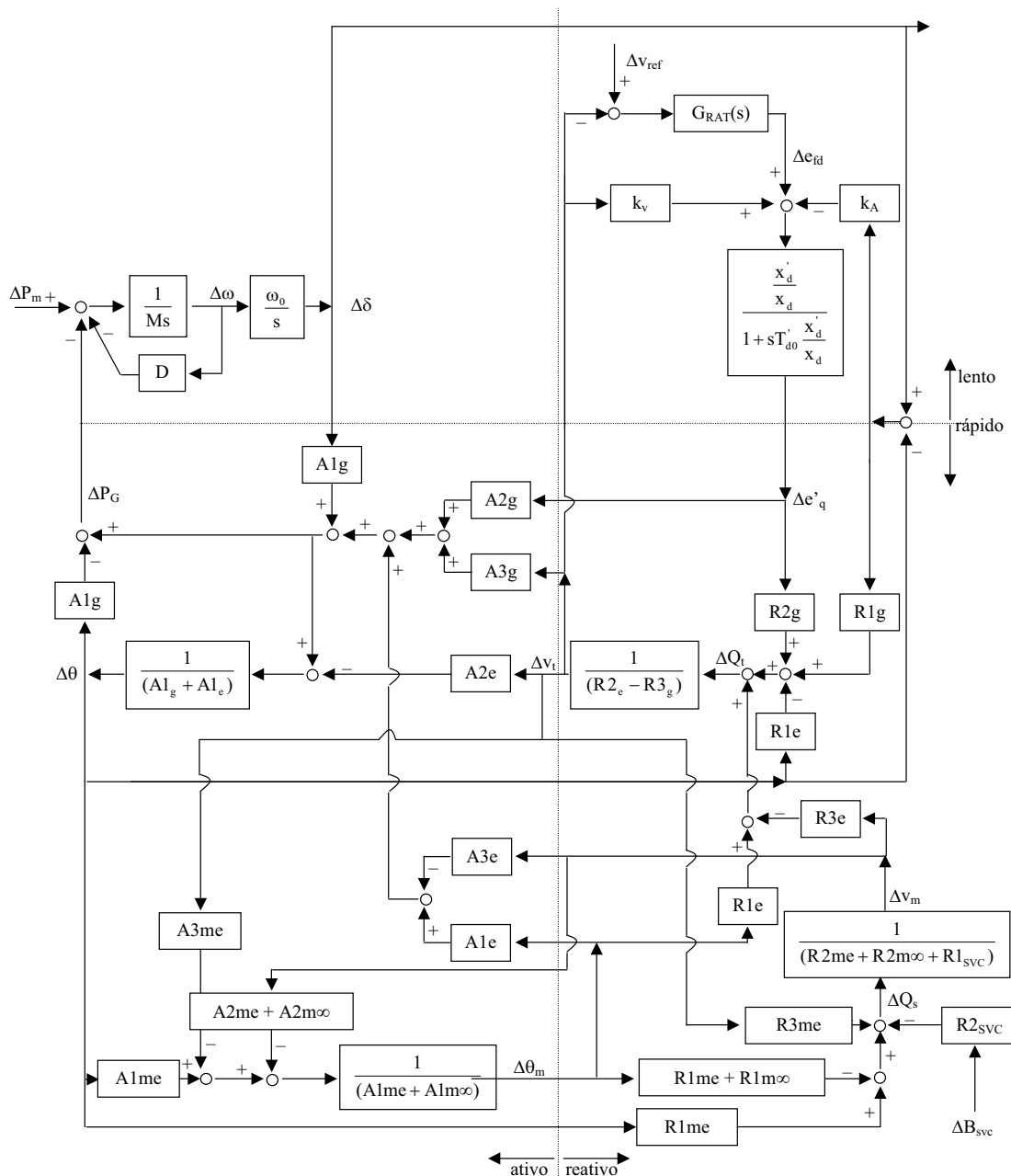


Figura 3.9: Diagrama de Blocos – Modelo de Sensibilidade de Potência – Sistema MBI com SVC

3.7.1. Potências no Sistema MBI com TCSC

As expressões analíticas das componentes ativa e reativa da potência \dot{S}_G não são alteradas pela inclusão do TCSC. Desta forma, continuam válidas as expressões

referentes a esta potência obtidas no Capítulo 2.

As componentes de potência ativa e reativa da potência complexa \dot{S}_e são mostradas nas equações (3.56) e (3.57).

$$P_e = \frac{1}{(x_e - X_{TCSC})} v_t v_\infty \sin \theta \quad (3.56)$$

$$Q_e = \frac{1}{(x_e - X_{TCSC})} [v_t^2 - v_t v_\infty \cos \theta] \quad (3.57)$$

Observe que as expressões (3.56) e (3.57) são facilmente obtidas, bastando substituir a reatância original da linha (x_e), pela reatância efetiva, após a inserção do TCSC ($x_e - X_{TCSC}$).

Admitindo-se pequenos desvios em torno de um ponto de equilíbrio, as equações (3.56) e (3.57) podem ser linearizadas conforme expressões mostradas nas equações (3.58) e (3.59).

$$\Delta P_e = A1e\Delta\theta + A2e\Delta v_t + Ax_{TCSC}\Delta X_{TCSC} \quad (3.58)$$

$$A1e = \frac{1}{(x_e - X_{TCSC})} v_t v_\infty \cos \theta \quad (3.58.a)$$

$$A2e = \frac{1}{(x_e - X_{TCSC})} v_\infty \sin \theta \quad (3.58.b)$$

$$Ax_{TCSC} = \frac{1}{(x_e - X_{TCSC})} v_t v_\infty \sin \theta \quad (3.58.c)$$

$$\Delta Q_e = R1e\Delta\theta + R2e\Delta v_t + Rx_{TCSC}\Delta X_{TCSC} \quad (3.59)$$

$$R1e = \frac{1}{(x_e - X_{TCSC})} v_t v_\infty \sin \theta \quad (3.59.a)$$

$$R2e = \frac{1}{(x_e - X_{TCSC})} [2v_t - v_\infty \cos \theta] \quad (3.59.b)$$

$$Rx_{TCSC} = \frac{1}{(x_e - X_{TCSC})} [v_t^2 - v_t v_\infty \cos \theta] \quad (3.59.c)$$

Os coeficientes Ax_{TCSC} e Rx_{TCSC} são chamados “coeficientes de sensibilidade de potências ativa e reativa do TCSC”.

3.7.2. Balanço de Potências no Sistema MBI com TCSC

Para o sistema MBI com a atuação do TCSC os balanços de potências (considerando pequenas variações em torno do ponto de equilíbrio), são dados pelas equações (3.60) e (3.61).

$$\Delta P_G - \Delta P_e = 0 \quad (3.60)$$

$$\Delta Q_G - \Delta Q_e = 0 \quad (3.61)$$

Substituindo-se as equações (2.51) a (2.58) (Capítulo 2), e (3.58) e (3.59) nas equações (3.60) e (3.61), têm-se as expressões do balanço de potências ativa e reativa do sistema MBI com a atuação do TCSC (equações (3.62) e (3.63)), que são as equações algébricas do modelo de sensibilidade de potência, para esta situação.

$$A1g\Delta\delta + A2g\Delta e'_q - Ax_{TCSC}\Delta X_{TCSC} - (A1g + A1e)\Delta\theta + (A3g - A2e)\Delta v_t = 0 \quad (3.62)$$

$$R1g\Delta\delta + R2g\Delta e'_q - Rx_{TCSC}\Delta X_{TCSC} - (R1g + R1e)\Delta\theta + (R3g - R2e)\Delta v_t = 0 \quad (3.63)$$

3.7.3. Representações do Modelo de Sensibilidade de Potência com TCSC

Da mesma forma quando da inclusão do SVC, as equações diferenciais do MSP com

TCSC não são alteradas com relação ao MSP original (sem o TCSC). Portanto, utilizando-se as equações diferenciais (2.71) a (2.74) e as algébricas (3.62) e (3.63), pode-se realizar uma representação do MSP com TCSC, como nas equações (3.64).

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{\mathbf{x}} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_{11} & \mathbf{J}_{12} \\ \mathbf{J}_{21} & \mathbf{J}_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{x} \\ \Delta \mathbf{z} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{B}_1 \\ \mathbf{B}_2 \end{bmatrix} [\Delta \mathbf{u}] \quad (3.64)$$

$$\mathbf{x} = [\Delta \omega \quad \Delta \delta \quad \Delta \mathbf{e}'_q \quad \Delta \mathbf{e}'_{fd}]^t \quad (3.64.a)$$

$$\mathbf{z} = [\Delta \theta \quad \Delta \mathbf{v}_t]^t \quad (3.64.b)$$

$$\mathbf{u} = [\Delta \mathbf{P}_m \quad \Delta \mathbf{v}_{ref} \quad \Delta \mathbf{X}_{TCSC}]^t \quad (3.64.c)$$

$$\mathbf{J}_{11} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{A1g}{M} & -\frac{A2g}{M} & 0 \\ \omega_0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{k_A}{T'_{d0}} & -\frac{x_d}{T'_{d0}x'_d} & \frac{1}{T'_{d0}} \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_r} \end{bmatrix} \quad (3.64.d)$$

$$\mathbf{J}_{12} = \begin{bmatrix} \frac{A1g}{M} & -\frac{A3g}{M} \\ 0 & 0 \\ \frac{k_A}{T'_{d0}} & \frac{k_v}{T'_{d0}} \\ 0 & -\frac{k_r}{T_r} \end{bmatrix} \quad (3.64.e)$$

$$\mathbf{J}_{21} = \begin{bmatrix} 0 & A1g & A2g & 0 \\ 0 & R1g & R2g & 0 \end{bmatrix} \quad (3.64.f)$$

$$\mathbf{J}_{22} = \begin{bmatrix} -(A1g + A1e) & (A3g - A2e) \\ -(R1g + R1e) & (R3g - R2e) \end{bmatrix} \quad (3.64.g)$$

a mesma apresentada no Capítulo 2.

Observe que nesta representação a grandeza ΔX_{TCSC} foi considerada uma entrada para o sistema, isto é, não foi considerado o sistema de controle do TCSC descrito na seção 3.3.1.

Para a representação do MSP considerando a atuação do TCSC no domínio da frequência basta aplicar a transformada de Laplace nas equações (3.64) para se obter o diagrama de blocos da Figura 3.10.

Deve-se ressaltar que a consideração da atuação do TCSC ainda preserva no modelo de sensibilidade de potência os subsistemas ativo/reactivo e rápido/lento.

3.8. Inclusão do Controle de Tensão do SVC no MHP e MSP

A inclusão do Controle de Tensão do SVC nos modelos sob estudos é realizada a partir da equação (3.2), considerando k_{DSVC} igual a zero. Desta forma, a equação que rege as variações da susceptância B_{SVC} são dadas na equação (3.65).

$$\Delta \dot{B}_{SVC} = \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} \Delta v_{mref} - \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} \Delta v_m - \frac{1}{T_\alpha} \Delta B_{SVC} \quad (3.65)$$

3.8.1. Inclusão do Controle de Tensão do SVC no MHP

Substituindo-se a equação (3.25) na equação (3.65), tem-se as variações da susceptância B_{SVC} quando o controlador FACTS SVC está dotado de um controle de tensão (equação (3.66)).

$$\Delta \dot{B}_{SVC} = \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} \Delta v_{mref} - \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} c_1 \Delta \delta - \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} c_2 \Delta e'_q - \left(\frac{k_{SVC}}{T_\alpha} c_3 + \frac{1}{T_\alpha} \right) \Delta B_{SVC} \quad (3.66)$$

Incorporando a equação (3.66) às equações (3.40), tem-se a representação em espaço de estados do MHP com um SVC em atuação, com o controle de tensão (equações (3.67)).

$$\dot{x} = Ax + Bu \quad (3.67)$$

$$x = [\Delta\omega \quad \Delta\delta \quad \Delta e'_q \quad \Delta e_{fd} \quad \Delta B_{SVC}]^t \quad (3.67.a)$$

$$u = [\Delta T_m \quad \Delta v_{ref} \quad \Delta v_{mref}]^t \quad (3.67.b)$$

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{k_1}{M} & -\frac{k_2}{M} & 0 & -\frac{k_8}{M} \\ \omega_0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{k_4}{T'_{d0}} & -\frac{1}{k_3 T'_{d0}} & \frac{1}{T'_{d0}} & -\frac{k_9}{T'_{d0}} \\ 0 & -\frac{k_r k_5}{T_r} & -\frac{k_r k_6}{T_r} & -\frac{1}{T_r} & -\frac{k_r k_7}{T_r} \\ 0 & -\frac{k_{SVC} c_1}{T_\alpha} & -\frac{k_{SVC} c_2}{T_\alpha} & 0 & -\left(\frac{k_{SVC} c_3}{T_\alpha} + \frac{1}{T_\alpha}\right) \end{bmatrix} \quad (3.67.c)$$

$$B = \begin{bmatrix} \frac{1}{M} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{k_r}{T_r} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} \end{bmatrix} \quad (3.67.d)$$

Nas equações (3.67), x é o vetor de estados, u é o vetor de entradas, A é a matriz de estados e B a matriz de entradas.

Observe que nesta representação, ΔB_{SVC} é variável de estado e Δv_{mref} é uma nova entrada para o sistema MBI.

3.8.2. Inclusão do Controle de Tensão do SVC no MSP

Como o MSP preserva as variáveis algébricas do sistema de potência, para a inclusão do controle de tensão do SVC neste modelo basta incorporar a equação (3.65) às

equações (3.55), resultando no conjunto de equações (3.68).

$$\begin{bmatrix} \Delta \overset{\circ}{x} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta z \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} [\Delta u] \quad (3.68)$$

$$x = [\Delta \omega \quad \Delta \delta \quad \Delta e'_{\text{q}} \quad \Delta e'_{\text{fd}} \quad \Delta B_{\text{svc}}]^t \quad (3.68.a)$$

$$z = [\Delta \theta \quad \Delta \theta_{\text{m}} \quad \Delta v_{\text{t}} \quad \Delta v_{\text{m}}]^t \quad (3.68.b)$$

$$u = [\Delta P_{\text{m}} \quad \Delta v_{\text{ref}} \quad \Delta v_{\text{mref}}]^t \quad (3.68.c)$$

$$J_{11} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{A1g}{M} & -\frac{A2g}{M} & 0 & 0 \\ \omega_0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{k_A}{T'_{d0}} & -\frac{x_d}{T'_{d0}x'_d} & \frac{1}{T'_{d0}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_r} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_\alpha} \end{bmatrix} \quad (3.68.d)$$

$$J_{12} = \begin{bmatrix} \frac{A1g}{M} & 0 & -\frac{A3g}{M} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{k_A}{T'_{d0}} & 0 & \frac{k_v}{T'_{d0}} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{k_r}{T_r} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{k_{\text{svc}}}{T_\alpha} \end{bmatrix} \quad (3.68.e)$$

$$J_{21} = \begin{bmatrix} 0 & A1g & A2g & 0 & 0 \\ 0 & R1g & R2g & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.68.f)$$

$$J_{22} = \begin{bmatrix} -(A1g + A1e) & A1e & (A3g - A2e) & -A3e \\ -(R1g + R1e) & R1e & (R3g - R2e) & -R3e \\ A1me & -(A1me + A1m\infty) & -A3me & -(A2me + A2m\infty) \\ R1me & -(R1me + R1m\infty b) & -R3me & -(R2me + R2m\infty + R1_{SVC}) \end{bmatrix} \quad (3.68.g)$$

$$B_1 = \begin{bmatrix} \frac{1}{M} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{k_r}{T_r} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} \end{bmatrix} \quad (3.68.h)$$

$$B_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.68.i)$$

Nas equações (3.68), x é o vetor de variáveis de estados, z é o vetor de variáveis algébricas e u é o vetor de entradas. A interpretação das sub-matrizes J_{11} , J_{12} , J_{21} e J_{22} é a mesma apresentada no Capítulo 2.

3.9. Inclusão do Controle de Amortecimento do SVC no MHP e MSP

A inclusão do controle de amortecimento do SVC (mostrado na seção 3.2.1), nos modelos sob estudos é realizada a partir da equação (3.2), considerando k_{DSVC} diferente de zero. Desta maneira se obtém um duplo controle para o dispositivo FACTS SVC. Com isto, a equação que rege as variações da susceptância B_{SVC} são dadas na equação (3.69).

$$\dot{\Delta B}_{SVC} = \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} \Delta v_{mref} - \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} \Delta v_m + \frac{k_{DSVC}}{T_\alpha} \Delta P_e - \frac{1}{T_\alpha} \Delta B_{SVC} \quad (3.69)$$

3.9.1. Inclusão do Controle de Amortecimento do SVC no MHP

A inclusão do controle de amortecimento do SVC no MHP faz-se pela substituição das equações (3.20) e (3.25) na equação (3.69), obtendo-se as variações da susceptância que representa o compensador FACTS SVC (B_{SVC}) quando este dispositivo está dotado de controle de tensão e controle de amortecimento, conforme mostrado na equação (3.70).

$$\begin{aligned} \Delta B_{SVC}^{\circ} = & \frac{(k_{DSVC}k_1 - k_{SVC}c_1)}{T_{\alpha}} \Delta\delta + \frac{(k_{DSVC}k_2 - k_{SVC}c_2)}{T_{\alpha}} \Delta e'_q + \\ & + \frac{(k_{DSVC}k_8 - k_{SVC}c_3 - 1)}{T_{\alpha}} \Delta B_{SVC} + \frac{k_{SVC}}{T_{\alpha}} \Delta v_{mref} \end{aligned} \quad (3.70)$$

Incorporando a equação (3.70) às equações (3.40), tem-se a representação em espaço de estados do MHP com um SVC em atuação, com os controles de tensão e de amortecimento (equações (3.71)).

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{Ax} + \mathbf{Bu} \quad (3.71)$$

$$\mathbf{x} = [\Delta\omega \quad \Delta\delta \quad \Delta e'_q \quad \Delta e'_{fd} \quad \Delta B_{SVC}]^t \quad (3.71.a)$$

$$\mathbf{u} = [\Delta T_m \quad \Delta v_{ref} \quad \Delta v_{mref}]^t \quad (3.71.b)$$

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{k_1}{M} & -\frac{k_2}{M} & 0 & -\frac{k_8}{M} \\ \omega_0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{k_4}{T'_{d0}} & -\frac{1}{k_3 T'_{d0}} & \frac{1}{T'_{d0}} & -\frac{k_9}{T'_{d0}} \\ 0 & -\frac{k_r k_5}{T_r} & -\frac{k_r k_6}{T_r} & -\frac{1}{T_r} & -\frac{k_r k_7}{T_r} \\ 0 & \frac{(k_{DSVC}k_1 - k_{SVC}c_1)}{T_{\alpha}} & \frac{(k_{DSVC}k_2 - k_{SVC}c_2)}{T_{\alpha}} & 0 & \frac{(k_{DSVC}k_8 - k_{SVC}c_3 - 1)}{T_{\alpha}} \end{bmatrix} \quad (3.71.c)$$

$$B = \begin{bmatrix} \frac{1}{M} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{k_r}{T_r} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} \end{bmatrix} \quad (3.71.d)$$

Nas equações (3.71), x é o vetor de estados, u é o vetor de entradas, A é a matriz de estados e B a matriz de entradas. Novamente nesta representação ΔB_{SVC} é variável de estado e Δv_{mref} é uma nova entrada para o sistema MBI.

3.9.2. Inclusão do Controle de Amortecimento do SVC no MSP

De maneira similar ao realizado para a inclusão do controle de tensão, no MSP a introdução do controle de amortecimento fica facilitada pela preservação das variáveis algébricas. Para tanto, basta substituir a equação (2.53) na equação (3.69), resultando na equação (3.72).

$$\begin{aligned} \Delta \dot{B}_{SVC} = & \frac{k_{DSVC} A1e}{T_\alpha} \Delta \theta - \frac{k_{DSVC} A1e}{T_\alpha} \Delta \theta_m + \frac{k_{DSVC} A2e}{T_\alpha} \Delta v_t + \frac{(k_{DSVC} A3e - k_{SVC})}{T_\alpha} \Delta v_m - \\ & - \frac{1}{T_\alpha} \Delta B_{SVC} + \frac{k_{SVC}}{T_\alpha} \Delta v_{mref} \end{aligned} \quad (3.72)$$

Incorporando a equação (3.72) às equações (3.55), tem-se a representação em espaço de estados do MSP com um SVC em atuação, com os controles de tensão e de amortecimento (equações (3.73)).

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta z \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} [\Delta u] \quad (3.73)$$

$$x = [\Delta \omega \quad \Delta \delta \quad \Delta e'_q \quad \Delta e_{fd} \quad \Delta B_{SVC}]^t \quad (3.73.a)$$

$$z = [\Delta\theta \quad \Delta\theta_m \quad \Delta v_t \quad \Delta v_m]^t \quad (3.73.b)$$

$$u = [\Delta P_m \quad \Delta v_{ref} \quad \Delta v_{mref}]^t \quad (3.73.c)$$

$$J_{11} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{A1g}{M} & -\frac{A2g}{M} & 0 & 0 \\ \omega_0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{k_A}{T'_{d0}} & -\frac{x_d}{T'_{d0}x'_d} & \frac{1}{T'_{d0}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_r} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T\alpha} \end{bmatrix} \quad (3.73.d)$$

$$J_{12} = \begin{bmatrix} \frac{A1g}{M} & 0 & -\frac{A3g}{M} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{k_A}{T'_{d0}} & 0 & \frac{k_v}{T'_{d0}} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{k_r}{T_r} & 0 \\ \frac{k_{DSVC}A1e}{T_\alpha} & -\frac{k_{DSVC}A1e}{T_\alpha} & \frac{k_{SVC}A2e}{T_\alpha} & \frac{1}{T_\alpha}(k_{DSVC}A3e - k_{SVC}) \end{bmatrix} \quad (3.73.e)$$

$$J_{21} = \begin{bmatrix} 0 & A1g & A2g & 0 & 0 \\ 0 & R1g & R2g & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.73.f)$$

$$J_{22} = \begin{bmatrix} -(A1g+A1e) & A1e & (A3g-A2e) & -A3e \\ -(R1g+R1e) & R1e & (R3g-R2e) & -R3e \\ R1me & -(A1me+A1m\infty) & -A3me & -(A2me+A2m\infty) \\ R1me & -(R1me+R1m\infty b) & -R3me & -(R2me+R2m\infty + R1_{SVC}) \end{bmatrix} \quad (3.73.g)$$

$$B_1 = \begin{bmatrix} \frac{1}{M} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{k_r}{T_r} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{k_{SVC}}{T\alpha} \end{bmatrix} \quad (3.73.h)$$

$$B_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.73.i)$$

Nas equações (3.73), x é o vetor de variáveis de estados, z é o vetor de variáveis algébricas e u é o vetor de entradas. A interpretação das sub-matrizes J_{11} , J_{12} , J_{21} e J_{22} é a mesma apresentada no Capítulo 2.

3.10. Inclusão do Controle de Amortecimento do TCSC no MHP e MSP

A inclusão do controle de amortecimento do TCSC nos modelos sob estudos é realizada a partir da equação (3.4), mostrada novamente na equação (3.74).

$$\Delta \dot{X}_{TCSC} = \frac{k_{TCSC}}{T_{TCSC}} \Delta P_e - \frac{1}{T_{TCSC}} \Delta X_{TCSC} \quad (3.74)$$

3.10.1. Inclusão do Controle de Amortecimento do TCSC no MHP

No caso do MHP, a equação para o controle de amortecimento faz-se através da substituição da equação (3.34) na equação (3.74), conforme a equação (3.75).

$$\Delta \dot{X}_{TCSC} = \frac{k_{TCSC} k_1}{T_{TCSC}} \Delta \delta + \frac{k_{TCSC} k_2}{T_{TCSC}} \Delta e'_q + \frac{(k_{TCSC} k_8 - 1)}{T_{TCSC}} \Delta X_{TCSC} \quad (3.75)$$

Incorporando a equação (3.75) às equações (3.40), tem-se a representação em espaço de estados do MHP com um TCSC em atuação, com o controle de amortecimento (equações (3.76)).

$$\dot{x} = Ax + Bu \quad (3.76)$$

$$x = [\Delta\omega \quad \Delta\delta \quad \Delta e'_q \quad \Delta e_{fd} \quad \Delta X_{TCSC}]^t \quad (3.76.a)$$

$$u = [\Delta T_m \quad \Delta v_{ref}]^t \quad (3.76.b)$$

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{k_1}{M} & -\frac{k_2}{M} & 0 & -\frac{k_8}{M} \\ \omega_0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{k_4}{T'_{d0}} & -\frac{1}{k_3 T'_{d0}} & \frac{1}{T'_{d0}} & -\frac{k_9}{T'_{d0}} \\ 0 & -\frac{k_r k_5}{T_r} & -\frac{k_r k_6}{T_r} & -\frac{1}{T_r} & -\frac{k_r k_7}{T_r} \\ 0 & \frac{k_{TCSC} k_1}{T_{TCSC}} & \frac{k_{TCSC} k_2}{T_{TCSC}} & 0 & \frac{(k_{TCSC} k_8 - 1)}{T_{TCSC}} \end{bmatrix} \quad (3.76.c)$$

$$B = \begin{bmatrix} \frac{1}{M} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \frac{k_r}{T_r} \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.76.d)$$

Nas equações (3.76), x é o vetor de estados, u é o vetor de entradas, A é a matriz de estados e B a matriz de entradas.

3.10.2. Inclusão do Controle de Amortecimento do TCSC no MSP

Em se tratando do MSP, a inclusão do controle de amortecimento do TCSC é obtida

substituindo-se a equação (3.58) na equação (3.74), cujo resultado é mostrado na equação (3.77).

$$\Delta \dot{X}_{TCSC} = \frac{k_{TCSC} A1e}{T_{TCSC}} \Delta\theta + \frac{k_{TCSC} A2e}{T_{TCSC}} \Delta v_t + \frac{(k_{TCSC} A x_{TCSC} - 1)}{T_{TCSC}} \Delta X_{TCSC} \quad (3.77)$$

Incorporando a equação (3.77) às equações (3.64), tem-se a representação em espaço de estados do MSP com um TCSC em atuação, com o controle de amortecimento, conforme as equações (3.78).

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta z \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} [\Delta u] \quad (3.78)$$

$$x = [\Delta\omega \quad \Delta\delta \quad \Delta e'_q \quad \Delta e'_{fd} \quad \Delta X_{TCSC}]^t \quad (3.78.a)$$

$$z = [\Delta\theta \quad \Delta v_t]^t \quad (3.78.b)$$

$$u = [\Delta P_m \quad \Delta v_{ref}]^t \quad (3.78.c)$$

$$J_{11} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{A1g}{M} & -\frac{A2g}{M} & 0 & 0 \\ \omega_0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{k_A}{T'_{d0}} & -\frac{x_d}{T'_{d0} x'_d} & \frac{1}{T'_{d0}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_r} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(k_{TCSC} A x_{TCSC} - 1)}{T_{TCSC}} \end{bmatrix} \quad (3.78.d)$$

$$J_{12} = \begin{bmatrix} \frac{A1g}{M} & -\frac{A3g}{M} \\ 0 & 0 \\ \frac{k_A}{T_{d0}} & \frac{k_v}{T_{d0}} \\ 0 & -\frac{k_r}{T_r} \\ \frac{k_{TCSC} A1e}{T_{TCSC}} & \frac{k_{TCSC} A2e}{T_{TCSC}} \end{bmatrix} \quad (3.78.e)$$

$$J_{21} = \begin{bmatrix} 0 & A1g & A2g & 0 & -Ax_{TCSC} \\ 0 & R1g & R2g & 0 & -Rx_{TCSC} \end{bmatrix} \quad (3.78.f)$$

$$J_{22} = \begin{bmatrix} -(A1g + A1e) & (A3g - A2e) \\ -(R1g + R1e) & (R3g - R2e) \end{bmatrix} \quad (3.78.g)$$

$$B_1 = \begin{bmatrix} \frac{1}{M} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \frac{k_r}{T_r} \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.78.h)$$

$$B_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.78.i)$$

Nas equações (3.78), x é o vetor de variáveis de estados, z é o vetor de variáveis algébricas e u é o vetor de entradas. A interpretação das sub-matrizes J_{11} , J_{12} , J_{21} e J_{22} é a mesma apresentada no Capítulo 2.

3.11. Conclusões

Neste Capítulo foram incluídos no Modelo de Heffron e Phillips e no Modelo de Sensibilidade de Potência os dispositivos FACTS SVC e TCSC, para um sistema MBI.

Concluiu-se que a inclusão destes dispositivos, no caso do MHP, faz com que novas constantes sejam introduzidas no modelo, representando as influências do SVC e do TCSC no sistema de potência.

Observou-se também que a forma das equações não se altera, quando de um dispositivo para outro, isto é, as constantes dos diferentes modelos têm a mesma interpretação física, apenas diferindo numericamente.

Mesmo com a inclusão dos FACTS, pode-se ainda definir o laço eletromecânico e o laço reativo, semelhantes ao MHP original (sem controladores).

Quanto ao MSP, a inclusão dos FACTS ficou facilitada, pela preservação das características do sistema de transmissão externo (uma peculiaridade inerente deste modelo). Para a inclusão bastou introduzir as equações referentes a estes controladores.

Da mesma forma que o MSP original, a inclusão dos FACTS manteve a divisão em subsistemas ativo/reactivo e subsistemas rápido/lento.

Também foram realizadas representações dos modelos no domínio do tempo e no domínio da frequência.

Na seqüência foram introduzidos nos modelos dispositivos de controle para se obter a variação automática dos parâmetros dos equipamentos FACTS (B_{SVC} e X_{TCSC} para o SVC e TCSC, respectivamente), de acordo com a necessidade do sistema elétrico de potência.

Estes modelos e respectivas representações serão utilizados no Capítulo seguinte para realizar simulações em um sistema teste, obtendo-se assim resultados para posterior discussão.

CAPÍTULO 4

Simulações e Resultados

4.1. Introdução

Neste Capítulo são apresentados os resultados obtidos em um sistema teste cujos principais dados estão listados no Apêndice 2.

Através de simulações (realizadas utilizando-se o *software* MatLab[®]), são comparados quantitativamente os dois modelos estudados.

São também discutidas a influência dos controladores FACTS SVC e TCSC no comportamento dinâmico do sistema elétrico de potência.

As condições de simulação foram tensão terminal em 1,0 pu e potência ativa em 1,0 pu, com fator de potência unitário. A constante de tempo do regulador de tensão foi considerada 0,001 segundos. A perturbação aplicada foi uma variação em degrau de 0,05 pu na potência (ou torque) mecânico de entrada do sistema elétrico (ΔP_m).

4.2. Sistema MBI sem Controladores FACTS

Para uma primeira avaliação da estabilidade às pequenas perturbações do sistema

MBI sem controladores FACTS modelados pelo MHP e SVC (deduzidos no Capítulo 2, equações (2.32) – MHP e (2.75) – MSP), foram realizadas simulações para dois valores do ganho do regulador k_r : 10 e 50. Os resultados obtidos no domínio da frequência (autovalores), são mostrados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Autovalores do Sistema MBI – Sem Controladores FACTS

k_r	Autovalores (MHP)	Autovalores (MSP)	ξ	ω_n (rad/s)
10	-999,4975	-999,4975	-	-
	-0,8201	-0,8201	-	-
	$-0,0727 \pm j6,6424$	$-0,0727 \pm j6,6424$	0,0109	6,6428
50	-997,4826	-997,4826	-	-
	-3,6245	-3,6245	-	-
	$0,3221 \pm j6,8143$	$0,3221 \pm j6,8143$	-0,0472	6,8219

Na Tabela 4.1 ξ é o coeficiente de amortecimento e ω_n a frequência natural não amortecida associados ao par complexo conjugado de autovalores.

Uma primeira conclusão é que quantitativamente os dois modelos estudados (MHP e MSP) são equivalentes, pois os resultados mostrados na Tabela 4.1 foram obtidos utilizando-se os dois modelos.

Qualitativamente estes resultados mostram que as duas formulações diferem apenas de como se analisa o sistema MBI.

O MHP avalia o sistema MBI da barra interna do gerador para a barra infinita, eliminando-se a barra terminal do gerador. O MSP avalia o sistema MBI da barra interna, passando pela barra terminal e chegando à barra infinita.

Mais uma vez vê-se que o MSP preserva o sistema externo de transmissão (representado pela barra terminal), enquanto o MHP elimina esta barra, tratando apenas com a barra interna do gerador.

Dos dados mostrados na Tabela 4.1 pode ser observado que o sistema sem dispositivos FACTS com ganho $k_r = 10$ é estável (todos os autovalores apresentam parte real negativa). Com o aumento do ganho para $k_r = 50$, os autovalores dominantes passam a apresentar parte real positiva, indicando que o sistema MBI se torna instável por falta de torque de amortecimento.

Esta conclusão pode ser obtida do MHP observando-se a constante k_5 que quando negativa pode introduzir torque de amortecimento negativo no sistema MBI, para valores elevados do ganho do regulador de tensão.

Em [7] é mostrado que a constante k_5 está diretamente relacionada com a produção de torque elétrico através do sistema de excitação do gerador síncrono. Quando k_5 é positiva (situações para baixos e médios carregamentos), pelo laço do regulador de tensão serão produzidos torque de sincronização negativo e torque de amortecimento positivo. Para esta condição de operação não devem ocorrer problemas com a estabilidade do sistema MBI, pois a constante k_1 (principal coeficiente de torque de sincronização do sistema MBI), é positiva, resultando num torque de sincronização líquido positivo.

Nas condições de alto carregamento (região onde a constante k_5 é negativa), serão produzidos torques de sincronização positivo e de amortecimento negativo. Esta condição de operação é preocupante, pois pode levar o sistema MBI à instabilidade. Esta situação pode ocorrer quando o ganho do regulador de tensão é elevado, o que aumenta o torque de amortecimento negativo, podendo resultar em amortecimento líquido negativo, tornando o sistema MBI instável, caracterizado por oscilações de amplitudes crescentes. Esta é a condição de operação que ocorre com $k_r = 50$ para o sistema teste simulado, resultando daí o estado de instabilidade.

No MSP a explicação está no parâmetro $R1g$ [12,13], que é o similar à constante k_5 do modelo de Heffron e Phillips. Os mesmos argumentos utilizados para explicar como através de k_5 pode-se gerar torque de amortecimento negativo e conseqüente instabilidade, continuam válidos para o parâmetro $R1g$.

4.3. Sistema MBI com Controladores FACTS

Utilizando-se o equacionamento deduzido no Capítulo 3 (inclusão dos controladores FACTS no sistema MBI), novamente foram realizadas simulações para o mesmo sistema teste, nas mesmas condições anteriores. As equações utilizadas foram as (3.40) (MHP), (3.55) (MSP com SVC) e (3.64) (MSP com TCSC).

Neste caso foi introduzida uma susceptância paralela de 0,2 pu (representando o SVC), e uma reatância série de 0,2 pu (representando o TCSC), não se considerando a

atuação dos dispositivos de controle dos FACTS. O ganho do regulador também assumiu os valores 10 e 50 [27,28,29,34,35].

Na Tabela 4.2 são mostrados os autovalores dominantes para o sistema MBI (modelados pelo MHP e MSP), sem e com as atuações do SVC e TCSC. Novamente ξ é o coeficiente de amortecimento e ω_n a frequência natural não amortecida associados aos autovalores dominantes.

Tabela 4.2: Autovalores Dominantes do Sistema MBI – Com e Sem Dispositivos FACTS

		Autovalores Dominantes	ξ	ω_n (rad/s)
$k_r = 10$	sem FACTS	$-0,0727 \pm j6,6424$	0,0109	6,6428
	com SVC	$-0,0681 \pm j6,6017$	0,0103	6,6020
	com TCSC	$-0,1836 \pm j7,7773$	0,0236	7,7795
$k_r = 50$	sem FACTS	$0,3221 \pm j6,8143$	-0,0472	6,8219
	com SVC	$0,3357 \pm j6,7829$	-0,0494	6,7912
	com TCSC	$-0,0372 \pm j7,7807$	0,0048	7,7808

Analisando-se os dados da Tabela 4.2 para $k_r = 10$, pode-se concluir que o sistema é estável para as três situações simuladas.

Além disso, pode-se ver também que a inclusão da reatância capacitiva paralela no sistema MBI diminui o amortecimento do modo oscilatório (para o sistema sem a capacitância, ξ é igual a 0,0109 enquanto que com a capacitância, ξ é igual a 0,0103). Este resultado indica que a atuação do SVC (sem qualquer dispositivo de controle para B_{SVC}), pode introduzir amortecimento negativo ao sistema MBI.

De maneira diferente, a inclusão da reatância série X_{TCSC} faz com que o modo oscilatório se torne mais amortecido (ξ é 0,0109 sem o TCSC e ξ é 0,0236 com o TCSC). Isto indica que a inclusão do TCSC no sistema MBI introduz amortecimento positivo.

Este fato é explicado porque a inclusão da reatância série torna o sistema de transmissão mais “forte”, pela diminuição da reatância efetiva da linha de ligação entre a barra terminal e a barra infinita.

A Figura 4.1 mostra os desvios da velocidade angular do rotor ($\Delta\omega$), para uma

variação em degrau de 0,05 pu na potência mecânica de entrada, com o ganho k_r do regulador igual a 10.

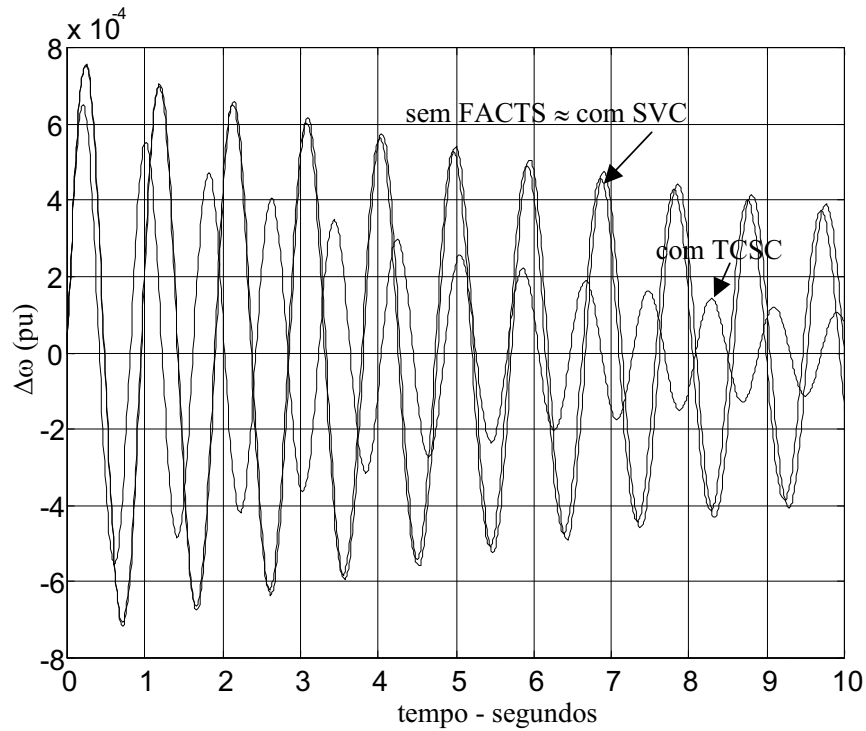


Figura 4.1: Variações da Velocidade Angular – $k_r = 10$

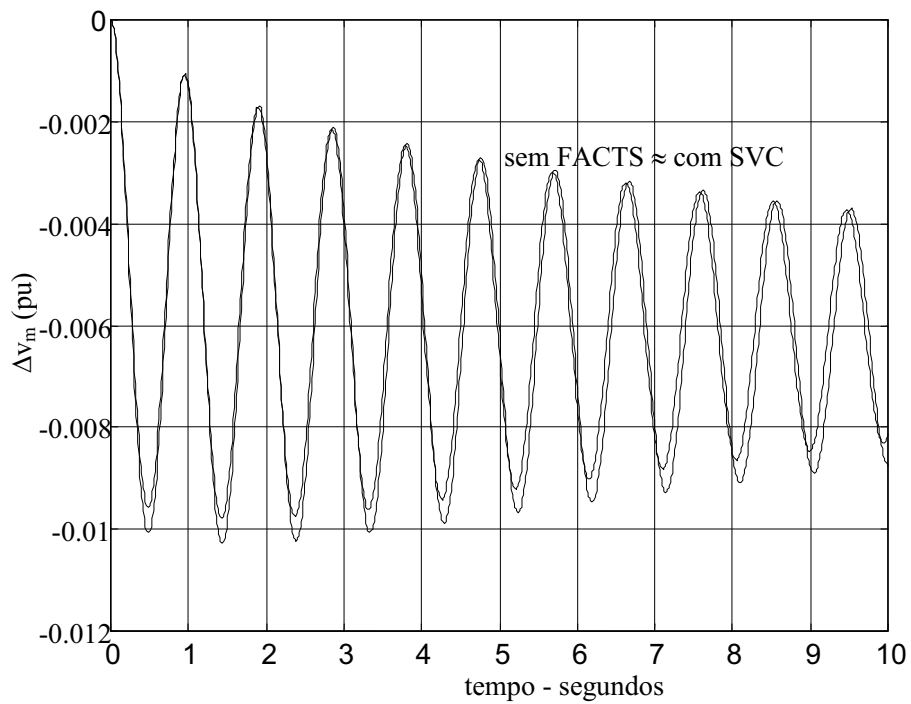


Figura 4.2: Variações da Tensão v_m – $k_r = 10$

Analisando-se os gráficos mostrados na Figura 4.1, conclui-se novamente que a atuação do TCSC torna o sistema MBI mais amortecido, implicando em um menor tempo para se atingir a condição de regime permanente. As curvas referentes ao sistema sem e com o SVC são praticamente as mesmas, o que está de acordo com os dados obtidos na Tabela 4.2 (o coeficiente de amortecimento do sistema MBI sem o SVC é muito próximo do coeficiente de amortecimento do sistema MBI com SVC).

Na Figura 4.2 são mostradas as curvas das variações da tensão da barra a ser controlada (Δv_m) e pode-se ver que a eficiência do SVC sem controle de tensão é quase que inócua pois as variações da tensão v_m são praticamente as mesmas para sistema MBI sem e com SVC.

No caso de $k_r = 50$, a Tabela 4.2 mostra que apenas o sistema MBI com TCSC é estável. O sistema MBI sem FACTS e com SVC são instáveis e a instabilidade é causada por falta de amortecimento (observe ξ negativo para estas situações).

Isto indica mais uma vez que a simples inclusão de uma reatância série capacitiva na linha de transmissão torna o sistema de potência mais forte, aumentando seu coeficiente de amortecimento.

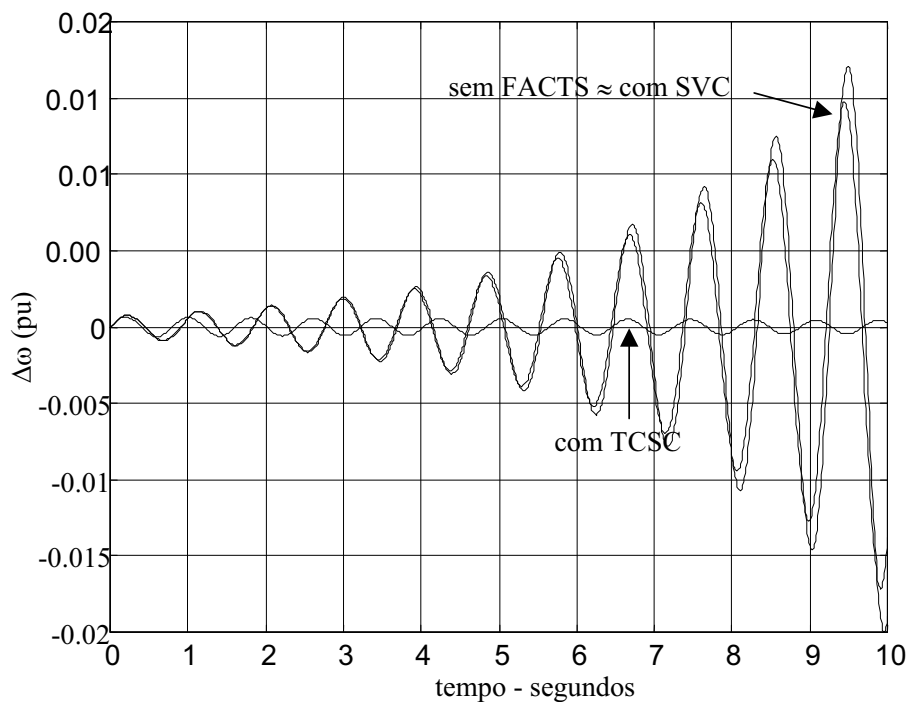


Figura 4.3: Variações da Velocidade Angular – $k_r = 50$

As mesmas conclusões podem ser obtidas através da Figura 4.3 que mostra as variações da velocidade angular do rotor para as três situações.

4.4. Sistema MBI com Controlador FACTS SVC e Controle de Tensão

Utilizando-se o equacionamento deduzido no Capítulo 3 (mais precisamente as equações (3.67) e (3.68)), foram realizadas simulações no sistema teste nas mesmas condições anteriores. Para os parâmetros do controle de tensão do SVC foram utilizados $k_{SVC} = 5$ e $T_{\alpha} = 0,0001$ segundos.

A Figura 4.4 fornece as curvas das variações da tensão v_m , onde o ganho k_r do regulador de tensão foi feito igual a 10.

Destas curvas nota-se claramente a atuação do controle de tensão do SVC. A sua inclusão no sistema MBI procura manter constante a tensão na barra a ser controlada (observe que o desvio final Δv_m será bem menor para o sistema com controle de tensão, quando comparado com o sistema sem este controle).

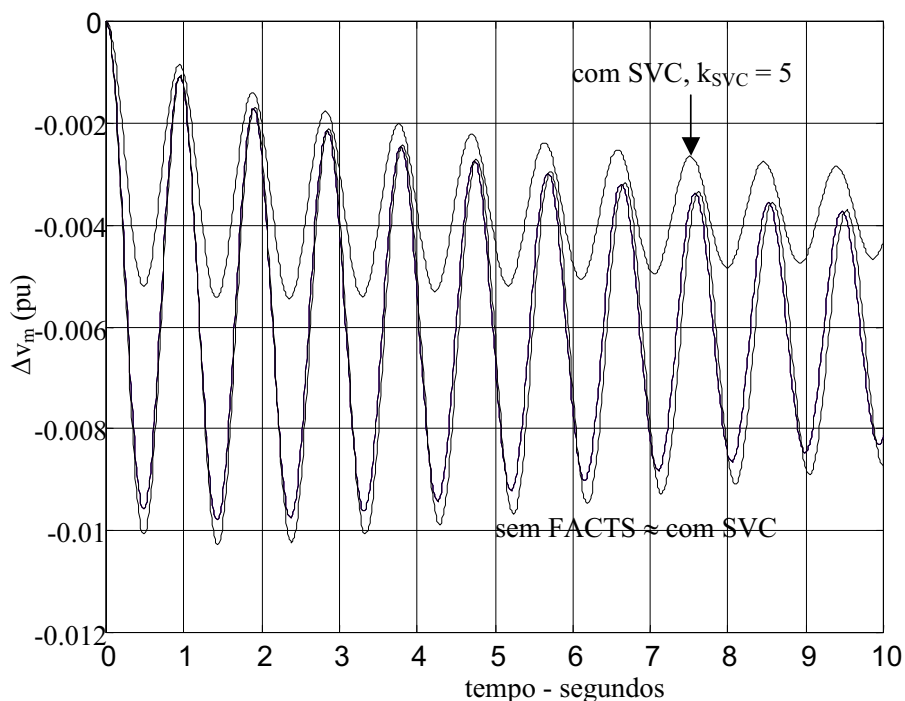


Figura 4.4: Variações da Tensão $v_m - k_r = 10$

Na Tabela 4.3 são mostrados os autovalores dominantes para as situações

consideradas e merece ser destacado a inclusão de amortecimento positivo no sistema MBI quando o SVC é dotado de controle de tensão (neste caso, ξ é igual a 0,0156, maior que nas outras condições).

Ao se aumentar o ganho do regulador para 50, todas as situações simuladas resultaram em instabilidade. Este fato indica a necessidade de se introduzir um controle de amortecimento acoplado ao SVC, para permitir que o sistema MBI se torne estável.

Tabela 4.3: Autovalores Dominantes do Sistema MBI – Controle de Tensão do SVC

		Autovalores Dominantes	ξ	ω_n (rad/s)
$k_r = 10$	sem FACTS	$-0,0727 \pm j6,6424$	0,0109	6,6428
	com SVC	$-0,0681 \pm j6,6017$	0,0103	6,6020
	com SVC, $k_{SVC} = 5$	$-0,1044 \pm j6,6944$	0,0156	6,6952
$k_r = 50$	sem FACTS	$0,3221 \pm j6,8143$	-0,0472	6,8219
	com SVC	$0,3357 \pm j6,7829$	-0,0494	6,7912
	com SVC, $k_{SVC} = 5$	$0,1678 \pm j6,7766$	-0,0248	6,7787

4.5. Sistema MBI com Controlador FACTS SVC e Controles de Tensão e Amortecimento

Utilizando as equações (3.71) – MHP e (3.73) – MSP, deduzidas no Capítulo 3, novas simulações foram realizadas no sistema teste considerado para se avaliar a influência da atuação do SVC com duplo controle (tensão e amortecimento).

A susceptância B_{SVC} foi mantida em 0,2 pu e a constante de tempo do dispositivo de duplo controle T_α continuou sendo 0,0001 segundos. O ganho k_r do regulador foi considerado igual a 50 (ponto de operação instável, como concluído anteriormente).

Para uma análise através dos autovalores considere a Tabela 4.4, onde são apresentados os autovalores da matriz de estados do sistema MBI, coeficiente de amortecimento e frequência natural não amortecida associados aos autovalores pares complexos conjugados.

Deve-se ressaltar que os resultados apresentados na Tabela 4.4 foram obtidos tanto

utilizando-se a formulação através do MHP quanto do MSP, mostrando mais uma vez a equivalência quantitativa entre os dois modelos.

Tabela 4.4: Autovalores do Sistema MBI – Influência do Controle de Amortecimento do SVC

k_{SVC}	k_{DSVC}	Autovalores	ξ	ω_n (rad/s)
5	1	-18087,9089	-	-
		-996,7728	-	-
		-3,1650	-	-
		$-0,2360 \pm j6,8042$	0,0347	6,8083
	5	-13495,6067	-	-
		-990,6143	-	-
		-4,5763	-	-
		$-2,3258 \pm j6,1502$	0,3537	6,5753
	10	-7757,6752	-	-
		-970,7154	-	-
		-21,3837	-	-
		$-2,2936 \pm j3,3415$	0,5659	4,0529
	15	-2126,5430	-	-
		-709,6568	-	-
		-173,8528	-	-
		$-1,6109 \pm j2,7362$	0,5073	3,1752
	20	-1067,6506	-	-
		3709,4778	-	-
		88,5342	-	-
		$-1,2742 \pm j2,4331$	0,4639	2,7466
25	-1038,7471	-	-	
	9465,6795	-	-	
	44,0971	-	-	
	$-1,0646 \pm j2,2287$	0,4310	2,4699	

Para se avaliar a influência do controle de amortecimento do SVC na estabilidade às

pequenas perturbações do sistema MBI, os resultados mostrados na Tabela 4.4 foram obtidos considerando o controle de tensão constante (representado pelo ganho $k_{SVC} = 5$) e variando-se o parâmetro k_{DSVC} .

Dos dados mostrados na Tabela 4.4 pode ser observado que no caso do sistema teste utilizado, os modos oscilatórios se tornam mais amortecidos quando o controle de amortecimento é aumentado até valores por volta de 10. Um aumento continuado de k_{DSVC} faz com que o amortecimento diminua, podendo tornar o sistema MBI instável. No caso apresentado, simulações adicionais mostraram que a instabilidade ocorre a partir de $k_{DSVC} \geq 17$.

Analisando-se os autovalores mostrados na Tabela 4.4 para k_{DSVC} igual a 20 e 25 pode-se concluir que a instabilidade que ocorre no sistema MBI não é do tipo oscilatória e sim da forma exponencial (observe a presença de autovalores reais positivos).

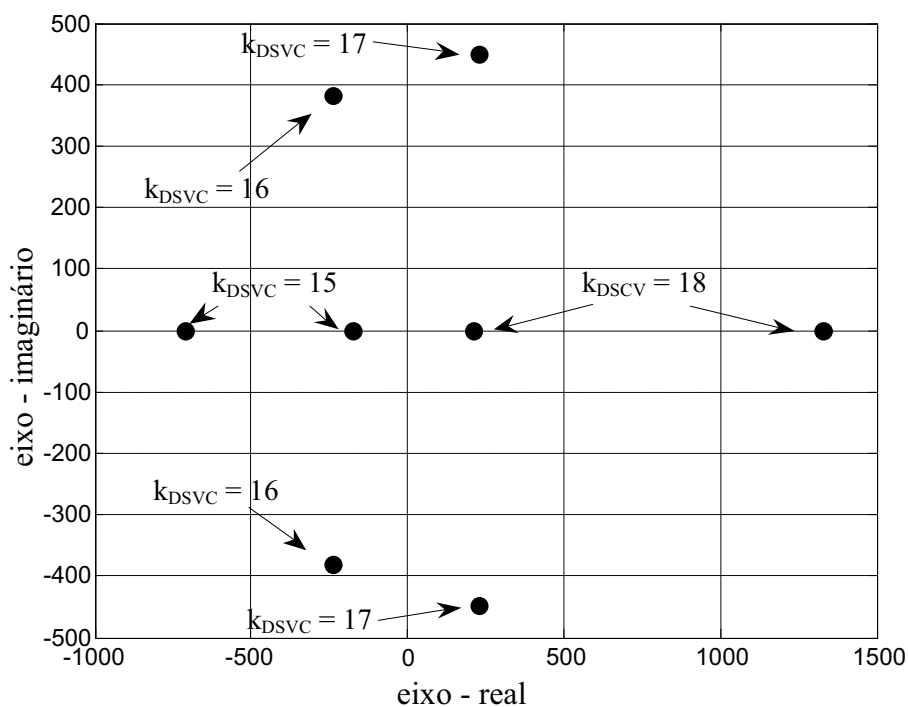


Figura 4.5: Trajetória dos Autovalores Reais do Sistema MBI – Influência do Ganho k_{DSVC}

Para melhor compreender este fato (instabilidade da forma exponencial), novas simulações foram realizadas para acompanhar a trajetória destes autovalores, cujos principais resultados são mostrados na Figura 4.5.

Avaliando numericamente os autovalores das segundas e terceiras linhas da Tabela 4.4 (para cada valor de k_{DSVC}), pode-se concluir que estes descrevem uma trajetória na qual para pequenos valores de k_{DSVC} são reais e negativos e caminham um de encontro ao outro. Para valores um pouco mais elevados, ocorre uma bifurcação e então os autovalores avaliados se tornam um par complexo conjugado, com parte real negativa. Continuando-se a aumentar o ganho k_{DSVC} o par complexo conjugado caminha na direção do semiplano direito do plano complexo, passando a ter parte real positiva. Para maiores incrementos de k_{DSVC} estes autovalores retornam ao eixo real, no semiplano direito do plano complexo. Fica então caracterizada a instabilidade aperiódica observada no sistema MBI.

Na Figura 4.6 é apresentada a trajetória dos autovalores de modo local de oscilação do sistema teste considerado.

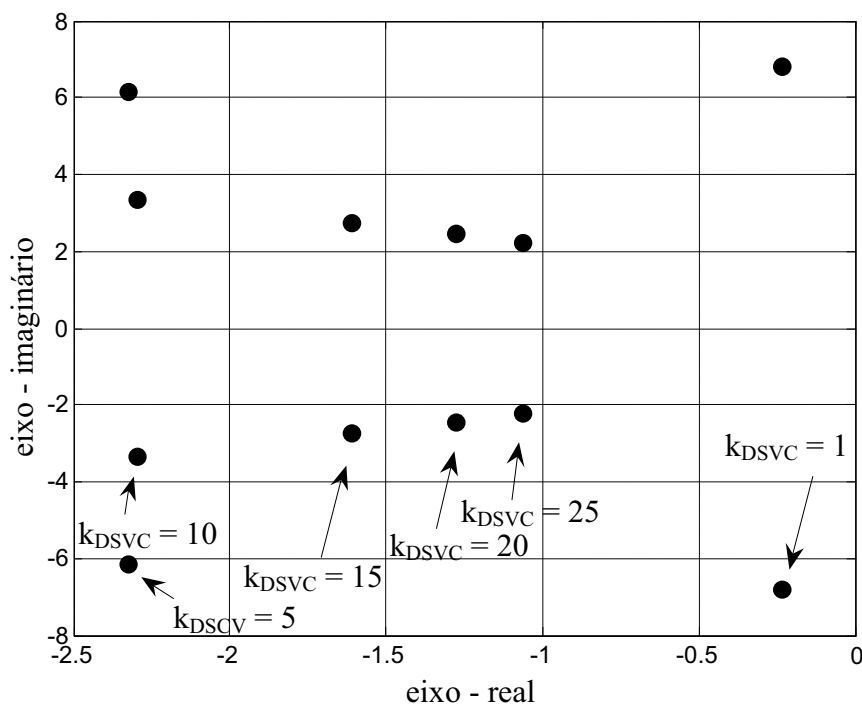


Figura 4.6: Trajetória dos Autovalores de Modo Local de Oscilação do Sistema MBI – Influência do Ganho k_{DSVC}

Analisando-se a trajetória mostrada na Figura 4.6 conclui-se que ao se aumentar o valor de k_{DSVC} , o par complexo conjugado de autovalores se desloca na direção

esquerda do semiplano negativo do plano complexo. Ao se fazer k_{DSVC} igual a 10, estes autovalores invertem o sentido de deslocamento, passando a caminhar para a direita do plano complexo conjugado, mas ainda no semiplano negativo. Simulações adicionais mostraram que no caso do sistema teste considerado, mesmo com valores elevados de k_{DSVC} estes autovalores permaneceram no semiplano esquerdo do plano complexo, não sendo este modo oscilatório a causa da instabilidade verificada no sistema MBI.

Na Figura 4.7 são mostradas as variações na barra intermediária do sistema MBI (Δv_m), para diferentes valores de k_{DSVC} após uma pequena perturbação (variação em degrau de 0,05 pu na potência mecânica de entrada do gerador síncrono).

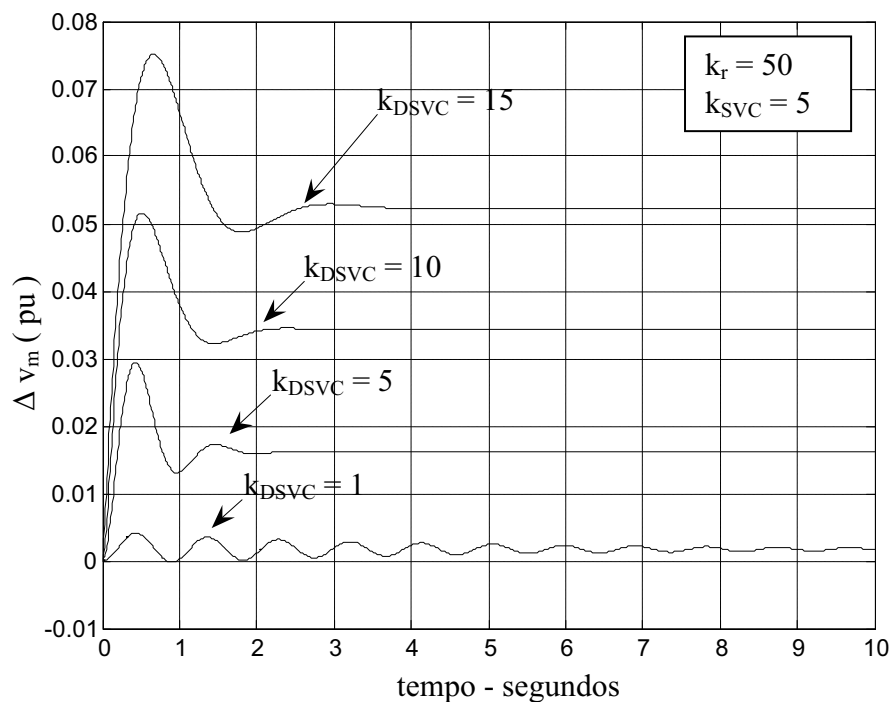


Figura 4.7: Variações da Tensão na Barra Intermediária (Δv_m) – Influência do Ganho k_{DSVC}

Os gráficos mostrados na Figura 4.7 permitem concluir que ao se exigir maior amortecimento (maiores valores de k_{DSVC}), se deteriora o controle de tensão (observe que o aumento do ganho do controle de amortecimento faz com que os desvios de tensão em regime permanente da barra controlada sejam maiores). Isto significa que o controle de amortecimento se opõe ao controle de tensão e este fato pode ser compreendido analisando o diagrama de blocos da Figura 3.2 (sistema de controle do

SVC).

Observe que neste diagrama, para variações nulas na tensão de referência da barra controlada ($\Delta v_{\text{mref}} = 0$), os controles de tensão e amortecimento possuem sinais opostos.

Outra conclusão que pode ser obtida dos gráficos da Figura 4.7 é que o aumento de k_{DSVC} faz com que se aumente o valor da amplitude da primeira oscilação, que pode ser um problema para o sistema MBI, pela violação de seus limites (esta avaliação não faz parte do escopo deste trabalho).

Tabela 4.5: Autovalores do Sistema MBI – Influência do Controle de Tensão do SVC

k_{DSVC}	k_{SVC}	Autovalores	ξ	ω_n (rad/s)
10	1	-1184,9	-	-
		$-88,8530 \pm j377,50$	0,2291	387,8145
		$-1,4565 \pm j2,9034$	0,4484	3,2482
	5	-7757,7	-	-
		-970,7154	-	-
		-21,3837	-	-
		$-2,2936 \pm j3,3415$	0,5659	4,0529
	10	-16991	-	-
		-986,7208	-	-
		-6,0926	-	-
		$-3,4200 \pm j4,8538$	0,5760	5,9377
	15	-26226	-	-
		-990,9409	-	-
		-3,8423	-	-
		$-2,6583 \pm j6,2105$	0,3935	6,7556
	20	-35462	-	-
		-992,8886	-	-
		-3,2970	-	-
		$-2,0328 \pm j6,5849$	0,2950	6,8915

Para uma avaliação no domínio da frequência da influência do controle de tensão do

SVC na estabilidade às pequenas perturbações do sistema MBI, considere os resultados mostrados na Tabela 4.5 (autovalores, coeficiente de amortecimento e frequência natural não amortecida), obtidos com $k_{DSVC} = 10$ (constante).

Nos dados mostrados na Tabela 4.5 pode ser visto que para ganho do controle de tensão $k_{SVC} = 1$, é excitado um modo oscilatório que aqui será chamado de “modo oscilatório do controle de tensão”, que não corresponde ao modo local de oscilação (observe sua frequência fora da faixa típica das frequências de modo local). Para k_{SVC} igual a 5, este par complexo conjugado de autovalores se torna dois pólos reais e negativos.

Para se acompanhar a trajetória dos autovalores responsáveis pelo modo oscilatório do controle de tensão, simulações adicionais foram realizadas e os resultados obtidos estão sintetizados na Figura 4.8.

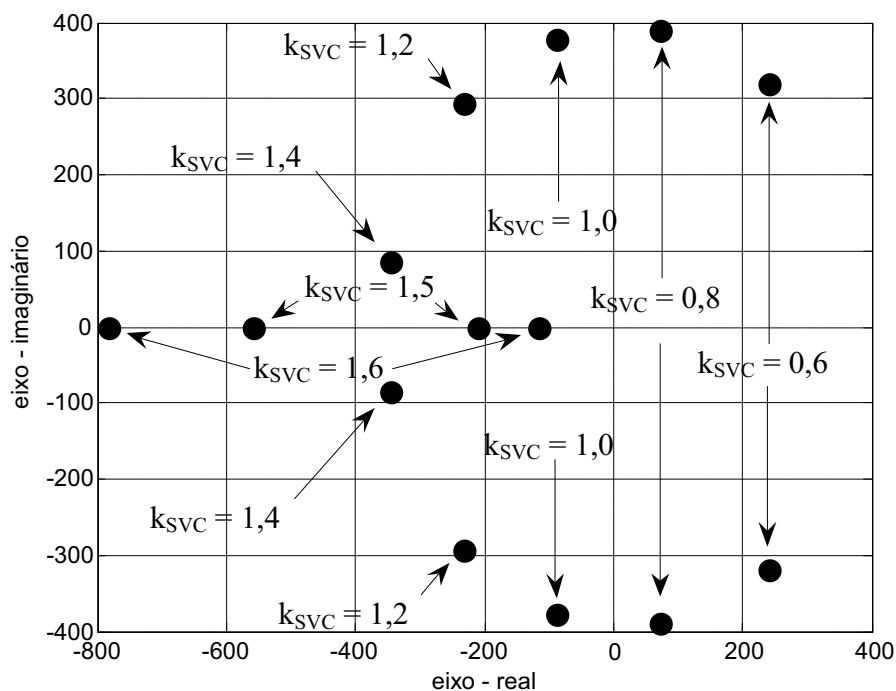


Figura 4.8: Trajetória dos Autovalores do Modo Oscilatório do Controle de Tensão do Sistema MBI – Influência do Ganho k_{SVC}

Analisando o deslocamento mostrado na Figura 4.8 pode-se afirmar que o modo oscilatório do controle de tensão, para baixos valores do ganho k_{SVC} , possui parte real positiva. Com o aumento deste ganho, estes autovalores se deslocam para o semiplano

esquerdo do plano complexo. Para valores ainda maiores de k_{SVC} o par complexo conjugado encontra o eixo real, tornando-se dois pólos reais e negativos. A partir daí, aumentando-se k_{SVC} , um destes pólos se torna mais negativo e o outro caminha em direção ao semiplano direito do plano complexo, tendendo a aproximar-se de zero. Simulações adicionais mostraram que mesmo para ganhos elevados de k_{SVC} , estes pólos ainda permanecem reais e no semiplano esquerdo do plano complexo, garantindo assim a estabilidade do sistema MBI para pequenas perturbações.

O deslocamento do modo local de oscilação (par complexo conjugado com frequências variando na faixa de 3 a 7 Hz – Tabela 4.5) é mostrado na Figura 4.9.

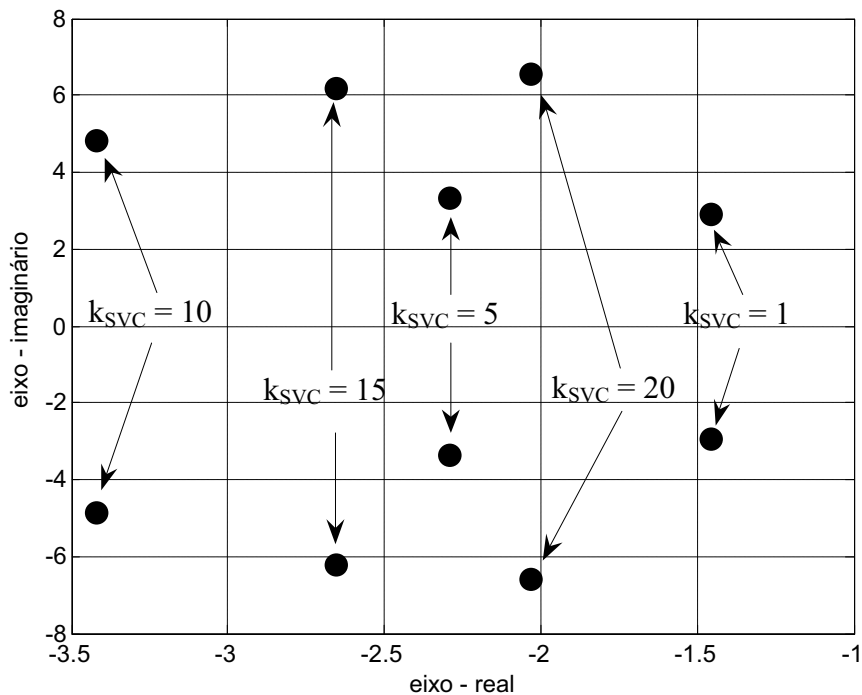


Figura 4.9: Trajetória dos Autovalores de Modo Local de Oscilação do Sistema MBI – Influência do Ganho k_{SVC}

Da Figura 4.9 pode-se concluir que as oscilações de modo local do sistema MBI se tornam mais amortecidas quando o ganho do controle de tensão k_{SVC} é aumentado até um valor em torno de 10 (observe que os autovalores se deslocam no sentido de tornar mais negativas suas partes reais). Além disso a frequência natural aumenta pois os pólos se afastam do eixo real. Para valores maiores de k_{SVC} , inverte-se o sentido de

deslocamento dos autovalores: passam a se aproximar do eixo imaginário (indicando diminuição do amortecimento), mas permanecem se afastando do eixo real (aumento da frequência natural associada a este modo oscilatório). Outras simulações mostraram que mesmo adotando-se valores elevados para k_{SVC} , estes autovalores se aproximam de maneira assintótica do eixo imaginário mas ainda assim permanecem no semiplano esquerdo do plano complexo, garantindo a estabilidade do sistema MBI.

Na Figura 4.10 são mostradas as curvas das variações de tensão da barra controlada, para diferentes valores de k_{SVC} , mantidos constantes k_{DSVC} e k_r constantes e de valores 10 e 50, respectivamente.

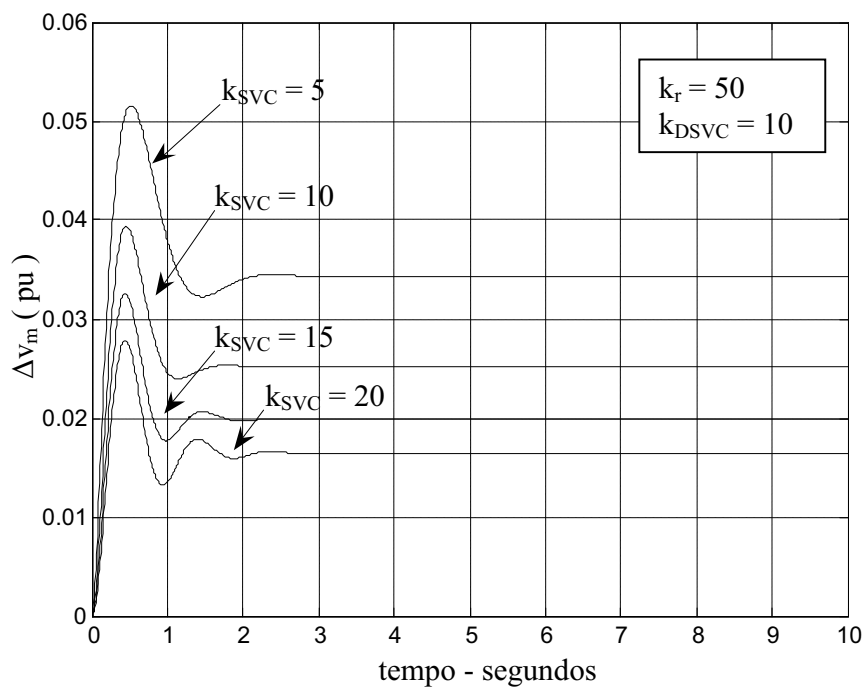


Figura 4.10: Variações da Tensão na Barra Intermediária (Δv_m) – Influência do Ganho k_{SVC}

As curvas apresentadas na Figura 4.10 mostram claramente o efeito do controle de tensão do SVC: exigindo-se mais deste controle (pelo aumento do ganho k_{SVC}), menores são os desvios finais das variações da tensão da barra controlada. Com relação à amplitude da primeira oscilação, esta também é diminuída com a exigência de maior esforço do controle de tensão. As implicações da amplitude da primeira oscilação são as mesmas mencionadas quando da análise do controle de amortecimento do SVC.

4.6. Sistema MBI com Controlador FACTS TCSC e Controle de Amortecimento

Nesta seção será avaliada a atuação do sistema MBI com um dispositivo FACTS TCSC com controle adicional de amortecimento em operação. Para tal fim serão utilizados os equacionamentos deduzidos no Capítulo 3 (equação (3.76) – MHP e equação (3.78) – MSP).

Em todas as simulações o ganho do regular k_r é igual a 50, a reatância X_{TCSC} é igual a 0,2 pu e o tempo de disparo do tiristor é $T_{TCSC} = 0,0001$ segundos.

Na Tabela 4.6 são apresentados os autovalores dominantes, com os coeficientes de amortecimento e frequências naturais associadas, para diferentes ganhos do controle de amortecimento k_{TCSC} .

Tabela 4.6: Autovalores do Sistema MBI – Influência do Controle de Amortecimento do TCSC

k_{TCSC}	Autovalores Dominantes	ξ	ω_n (rad/s)
0 (sem TCSC)	$-0,0372 \pm j7,7807$	0,0048	7,7808
0,2	$-0,3903 \pm j9,4179$	0,0414	9,4260
0,4	$-1,4583 \pm j13,0344$	0,1112	13,1157
0,6	$-24,7690 \pm j110,1400$	0,2194	112,8947

Uma análise numérica dos dados mostrados na Tabela 4.6 pode ser observado que o coeficiente de amortecimento ξ aumenta com o aumento do parâmetro k_{TCSC} . Simulações extras mostraram que não se pode aumentar este ganho indefinidamente pois um valor excessivo de k_{TCSC} pode levar o sistema MBI à instabilidade.

Outra observação a ser feita é a grande alteração que sofre a frequência natural: observe que o aumento mesmo que relativamente pequeno de k_{TCSC} produz uma grande variação em ω_n , deteriorando assim a frequência do modo local de oscilação (veja que para $k_{TCSC} = 0.4$, a frequência ω_n fica já distante da faixa usual das frequências típicas do modo de oscilação local).

Na Figura 4.11 são apresentados os desvios da velocidade angular do rotor, para valores distintos de k_{TCSC} .

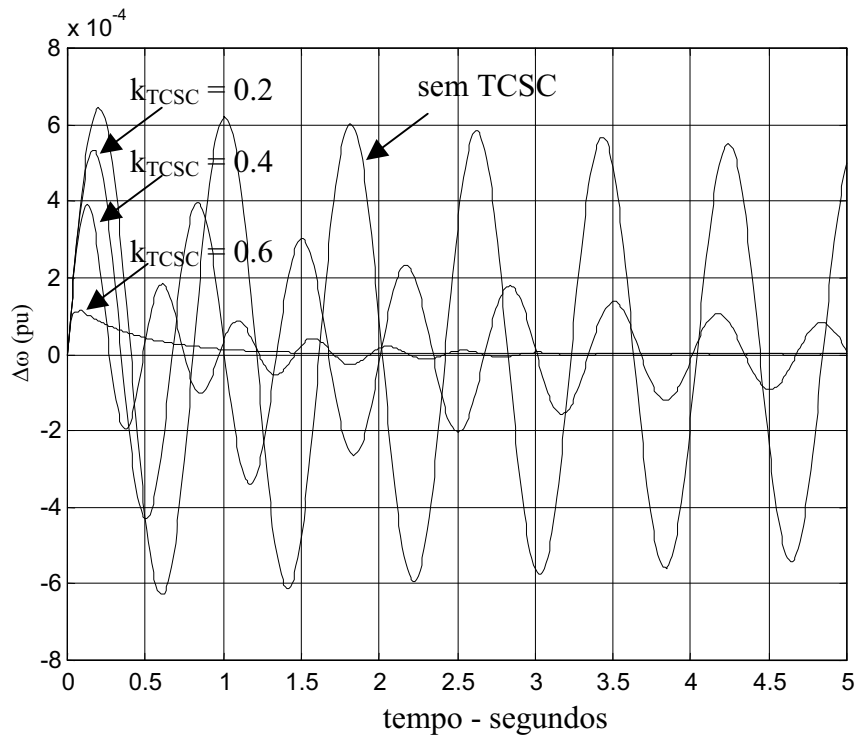


Figura 4.11: Variações da Velocidade Angular do Rotor – Influência do Ganho k_{TCSC}

Da análise dos gráficos da Figura 4.11 pode-se concluir pela eficácia do controle de amortecimento do TCSC, pois as oscilações se tornam mais amortecidas com o aumento de k_{TCSC} indicando que o tempo para o sistema MBI atingir a condição de regime permanente, após a ocorrência de uma perturbação foi diminuído.

Na Figura 4.12 são mostradas as variações do ângulo interno do gerador síncrono ($\Delta\delta$), para os diferentes valores de k_{TCSC} avaliados.

Observe que os desvios angulares, em regime permanente, tendem a diminuir com o aumento de k_{TCSC} . Estudos realizados considerando um tempo maior de simulação mostraram os valores apresentados na Tabela 4.7, onde os desvios $\Delta\delta$ estão em graus.

Tabela 4.7: $\Delta\delta$ em Regime Permanente – Influência do Controle de Amortecimento do TCSC

k_{TCSC}	$\Delta\delta$ (graus)
0 (sem TCSC)	1,8217
0,2	1,6336
0,4	1,4241
0,6	1,2146

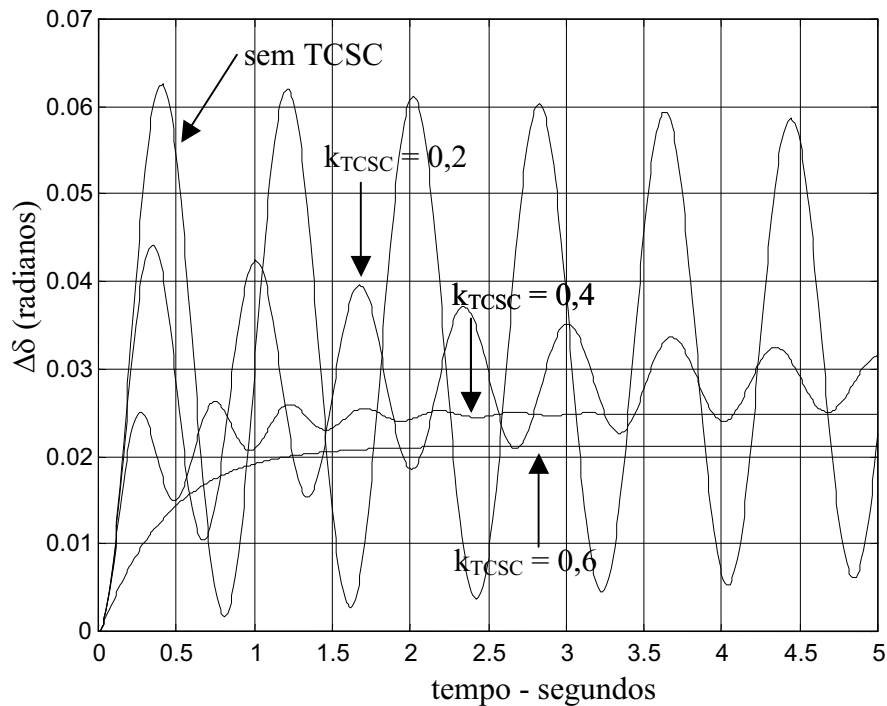


Figura 4.12: Variações do Ângulo Interno do Gerador – Influência do Ganho k_{TCSC}

4.7. Conclusões

Neste Capítulo foram apresentados resultados obtidos a partir de simulações para o sistema MBI utilizando-se o MHP e o MSP.

Foram avaliados o sistema MBI nas situações sem e com compensadores FACTS SVC e TCSC.

Uma primeira conclusão, esta quantitativa, é que o MHP e o MSP produzem os mesmos resultados numéricos, indicando que estes modelos são equivalentes. O que os difere é a maneira como é “visto” o sistema de potência.

Qualitativamente pode-se concluir pela maior facilidade de manuseio do MSP frente ao MHP, pela preservação das variáveis algébricas no primeiro, diferentemente de sua eliminação pelo segundo modelo.

Quanto às simulações realizadas, observou-se que o sistema MBI pode se tornar instável nas situações de alto carregamento, aliado a alto ganho do regulador de tensão.

No que diz respeito à influência dos dispositivos FACTS considerados, concluiu-se que a simples inserção de compensação série acarreta em maior benefício à estabilidade

às pequenas perturbações do sistema MBI, em comparação com a inserção de compensação paralela. Este fenômeno é explicado porque ao se inserir compensação série capacitiva em um sistema indutivo, este se torna mais forte, pela diminuição da impedância efetiva do sistema de transmissão externo.

As simulações também mostraram que a atuação do SVC sem controle de tensão produz resultados inócuos na tensão da barra controlada. Ao se inserir este controle, os resultados obtidos foram bem melhores, visto que os desvios da tensão da barra controlada diminuíram sensivelmente.

Observou-se também a necessidade de se acoplar um controle de amortecimento no SVC para que em determinadas situações o sistema MBI pudesse operar de modo estável. Em vista disso foram simulados o sistema MBI com um SVC em operação com duplo controle e conseguiu-se estabilizar o sistema para situações antes instáveis.

A inclusão de um controle de amortecimento ao TCSC também foi avaliada através de simulações e concluiu-se que quando ajustado de forma adequada, pode-se aumentar o amortecimento das oscilações eletromecânicas do sistema MBI, trazendo como consequência, a diminuição do tempo para se atingir o regime permanente, após a ocorrência de uma pequena perturbação.

CAPÍTULO 5

Conclusões Finais e Trabalhos Futuros

Neste trabalho foi realizada uma análise detalhada de um sistema de potência reduzido a uma máquina síncrona ligada a uma barra infinita (MBI), utilizando-se o modelo linear de Heffron e Phillips e o Modelo de Sensibilidade de Potência, sem e com a consideração dos dispositivos FACTS SVC e TCSC instalados.

Inicialmente foram mostradas as equações que regem os dois modelos, sem a consideração dos dispositivos FACTS.

Estudou-se inicialmente o de Heffron e Phillips e o sistema MBI ficou representado por seis constantes (k_1 a k_6) que, de maneira geral, dependem do ponto de operação considerado.

No Modelo de Sensibilidade de Potência o sistema MBI resultou em coeficientes de sensibilidade de potências ativa e reativa, tanto para os geradores como para o sistema de transmissão. Estes coeficientes de sensibilidade também são função do ponto de operação do sistema MBI.

Foram realizadas representações dos dois modelos no domínio do tempo e no domínio da frequência.

Observou-se que no MHP a representação no domínio do tempo fica restrita a variáveis de estado, enquanto que no MSP, permanecem variáveis de estado e variáveis algébricas.

As representações no domínio da frequência mostraram o laço mecânico e o laço reativo do MHP, e a subdivisão entre sistemas ativo/reativo e rápido/lento no MSP.

Nos dois modelos destacou-se uma barra genérica no sistema de transmissão para uma futura inserção do compensador paralelo SVC.

Nestes estudos também foi incluído o regulador de tensão no sistema MBI.

Uma vez definido os modelos básicos, tratou-se na seqüência da inclusão dos dispositivos FACTS SVC e TCSC na modelagem do sistema MBI.

Concluiu-se que a inclusão do SVC e TCSC no MHP faz com que as constantes k_1 a k_6 sejam alteradas e três novas constantes são introduzidas. Estas novas constantes foram chamadas de k_7 , k_8 e k_9 e refletem diretamente a inclusão dos FACTS. Novamente foram realizadas representações no domínio do tempo e da frequência e observou-se que permanecem os laços eletromecânico e reativo, mesmo com a inclusão dos FACTS.

Quando da introdução do SVC e TCSC no MSP, verificou-se que o seu desenvolvimento ficou facilitado pelo fato deste modelo preservar a topologia original da rede. Neste caso bastou incluir as equações dos controladores, com suas variáveis de estado e algébricas.

Nas representações realizadas viu-se que as subdivisões ativo/reativo e rápido/lento do modelo original (sem FACTS), permanecem.

Também foi proposto um sistema de controle para os dois dispositivos FACTS: um duplo controle para o SVC (controle de tensão e controle de amortecimento), e um para o TCSC (para introduzir amortecimento ao sistema MBI).

Com as representações feitas anteriormente, foram realizadas simulações para um sistema MBI teste utilizando-se o MHP e o MSP com e sem a presença dos dispositivos FACTS.

A primeira conclusão obtida é que quantitativamente os dois modelos são equivalentes, pois os resultados numéricos são exatamente os mesmos quando se utilizam as duas formulações (a explicação para este fato é dada no Capítulo 4). Qualitativamente observou-se a maior facilidade em se tratar com o MSP, quando

comparado com o MHP, pela preservação das variáveis algébricas na primeira modelagem.

Foram também realizadas simulações com os dispositivos SVC e TCSC sem a inclusão de seus controles. Observou-se que o SVC sem a atuação de seu controle de tensão tem quase que efeito nenhum no sistema MBI. No que se refere à inclusão de amortecimento, verificou-se que este até é piorado. Com o TCSC, por que sua inclusão torna o sistema de transmissão mais forte, há a introdução de amortecimento positivo no sistema MBI.

Incluiu-se então o sistema de controle de tensão ao SVC e as novas simulações mostraram a eficácia do dispositivo, pois a tensão na barra a ser controlada passou a apresentar menores desvios.

Na seqüência foi também incluído o controle de amortecimento no SVC e este passou a atuar com um duplo controle (tensão e amortecimento). Deve-se ressaltar que o sinal de entrada utilizado para este controlador foram as “variações da potência ativa na linha de transmissão - ΔP_e ”. A razão da escolha deste sinal em detrimento do tradicional “variações da velocidade angular do rotor - $\Delta\omega$ ” se justifica pelo fato de ΔP_e ser um sinal mensurável localmente, isto é, está disponível na entrada do dispositivo FACTS SVC.

As simulações mostraram que estes controles, quando ajustados de maneira adequada, podem tornar o sistema MBI estável para pontos de operação antes instáveis. Estas análises foram realizadas nos domínio do tempo e no domínio da frequência.

Com relação ao TCSC, a inclusão de um controle de amortecimento também foi implementada. O sinal de entrada escolhido também foi ΔP_e pelas mesmas razões explicitadas anteriormente.

As simulações mostraram, dentro de faixas aceitáveis de ganhos para este dispositivo de controle, que o sistema MBI pode ter suas oscilações melhor amortecidas pela atuação do controle de amortecimento.

Tanto no caso do SVC quanto do TCSC observou-se uma limitação para o aumento dos ganhos dos controladores de tensão e amortecimento. Em outras palavras, as simulações mostraram que o aumento indiscriminado destes ganhos pode levar o sistema MBI à instabilidade.

Como sugestão para trabalhos futuros podem ser citados a expansão dos estudos aqui

realizados para sistemas multimáquinas, onde as diversas interações entre os geradores presentes no sistema elétrico, bem como de seus controladores, certamente influenciarão a estabilidade às pequenas perturbações.

Quanto aos modelos dos controles de tensão e/ou amortecimento utilizados (neste trabalho representados por blocos de primeira ordem) estes poderiam ser mais sofisticados incluindo, por exemplo, compensadores de fase para um melhor desempenho do sistema MBI. Esta sofisticação dos modelos implicará em dificuldades de ajuste dos parâmetros e aí, técnicas do controle robusto, controle adaptativo e sistemas inteligentes poderiam ser utilizados.

Referências Bibliográficas

- [1] BRETAS, N. G.; ALBERTO, L. F. C. *Estabilidade Transitória em Sistemas Eletromagnéticos*. São Carlos: USP/EESC 2000. 155p.
- [2] IEEE/CIGRE JOINT TASK FORCE. Definition and Classification of Power System Stability. *ELECTRA*, Paris, n. 208, pp. 74-80, 2003.
- [3] OGATA, K. *Engenharia do Controle Moderno*. Rio de Janeiro: 3ª edição, Livros Técnicos e Científicos Editora, Rio de Janeiro, 2000, 813p.
- [4] HEFFRON, W. G.; PHILLIPS, R. A. Effect of a Modern Amplidyne Voltage Regulator on Underexcited Operation of Large Turbine Generators. *AIEE Transactions*, v. 71, pp. 692-697, 1952.
- [5] ANDERSON, P.; FOUAD, A. A. *Power System Control and Stability*. United States of America: 2th edition, A John Wiley & Sons, INC., Publication, 2003. 658p.
- [6] KUNDUR, P. *Power System Stability and Control*. United States of America: Electrical Power Research Institute, MacGraw-Hill, 1994. 1167p.
- [7] DEMELLO, F. P.; CONCORDIA, C. Concepts of Synchronous Machine Stability as Affected by Excitation Control. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, New York, v. 88, n. 4, pp. 316-329, 1969.
- [8] YU, Y. N. *Electric Power System Dynamic*. New York: Academic Press, 1983. 255p.
- [9] SONG Y. H.; JOHNS A. T. *Flexible AC Transmission System (FACTS)*. England: The Institute of Electrical Engineers, TJ International, 1999. 592p.
- [10] REED, G.; PASERBA, J.; SALAVANTIS, P. The FACTS on Resolving Transmission Gridlock. *IEEE Power & Energy Magazine*, v. 1, n. 5, pp. 41-46, 2003.
- [11] HINGORANI, N. G.; GYUGYI, L. *Understanding FACTS: Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems*. New York: IEEE Press- John Wiley, 1999. 452p.
- [12] DECKMANN, S. M.; COSTA, V. F. A Power Sensitivity Model for Electromechanical Oscillation Studies. *IEEE Transactions on Power Systems*, New York, v. 9, n. 2, pp. 965-971, 1994.
- [13] COSTA, V. F.; DECKMANN, S. M. Synchronizing and Damping Torques Obtained from a Power Sensitivity Model. In: COLLOQUIUM OF CIGRÉ STUDY COMMITTEE, 38 1993, Florianópolis-SC. *Cigré...Florianópolis*. [s.l.], 1993. pp. 3.6.1-3.6.4.
- [14] KIMBARK, E. W. Improvement of System Stability by Switched Series Capacitors. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, New York, v. PAS-85, n. 2, p.

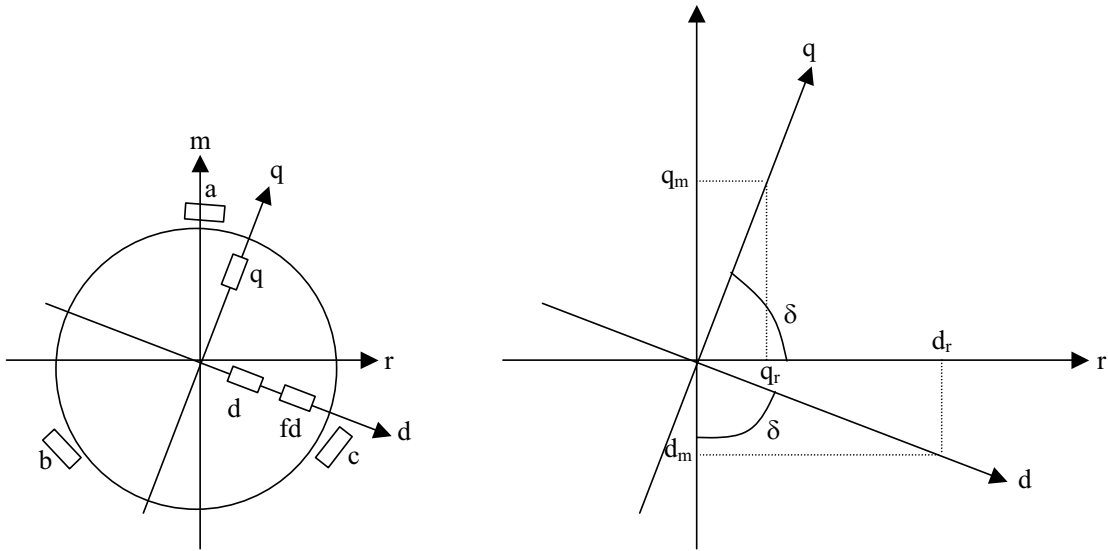
- 180–188, 1966.
- [15] SMITH, O. J. Power System Transient Control by Capacitor Switching. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, New York, v. PAS-88, n. 1, pp. 28-35, 1969.
- [16] SMITH, O. J.; WEBSTER, R. H. Series Capacitor Switching to Quench Electromechanical Transients in Power Systems. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, New York, v. PAS-90, n.2, pp. 427-433, 1971.
- [17] NYATI, S.; WEGNER, C. A.; DELMERICO, R. W.; PIWKO, R. J.; BAKER, D. H.; EDRIS, A. Effectiveness Thyristor Controlled Series Capacitor in Enhancing Power System Dynamics: An Analog Simulator Study. *IEEE Transactions on Power Delivery*, New York, v. 9, n. 2, pp. 1018-1028, 1994.
- [18] COLMAN, L. R S.; ARAUJO, P. B. Effects of the Thyristor Controlled Serie Capacitor on the Electric Power System. In: 2004 IEEE/PES TRANSMISSION & DISTRIBUTION CONFERENCE AND EXPOSITION: LATIN AMÉRICA, 2004, São Paulo-SP. *Anais...* São Paulo-SP, pp. 1-6, 2004.
- [19] DEL ROSSO A. D.; CAÑIZARES C. A.; DOÑA V. M. A Study of TCSC Controller Design for Power System Stability Improvement. *IEEE Transactions on Power Systems*, New York, v. 18, n. 4, p. 1487–1496, 2003.
- [20] CIGRE WORKING GROUP. Modeling of Static VAR Systems (SVC) for System Analysis. *Electra*, Paris, n. 51, pp. 1-9, 1997.
- [21] IEEE SPECIAL STABILITY CONTROLS WORKING GROUP. Static VAR Compensator Model for Power Flow and Dynamic Performance Simulation. *IEEE Transactions on Power Systems*, New York, v. 9, n. 1, pp. 229-240, 1994.
- [22] CORREIA, M. L.; TYLL, H. K.; ARAÚJO, O. S. Um Painel da Evolução Tecnológica da Compensação Estática de Potência Reativa em uma Empresa Brasileira de Geração e Transmissão de Energia Elétrica. In: DÉCIMO ENCUENTRO REGIONAL LATINO-AMERICANO DE LA CIGRE, 2003, Puerto Iguazú. *Anais...* Puerto Iguazú, Argentina, pp. 18-22, 2003.
- [23] ARAUJO JR, R. L.; ARAUJO, P. B. Contribuição do Compensador Estático de Reativos na Formação dos Torques de Sincronização e Amortecimento no Sistema de Energia Elétrica. In: PROCEEDINGS OF 5TH LATIN-AMERICAN CONGRESS: ELETRICITY GENERATION AND TRANSMISSION, 2003, São Pedro. *Anais...* São Pedro-SP, pp. 16-20, 2003.
- [24] WANG, H. F., SWIFT, F.J. Capability of the Static Var Compensator in Damping Power

- System Oscillations. *IEE Proceedings on Generation, Transmission and Distribution*, EUA, v. 143, n. 4, pp. 353-358, 1996.
- [25] ZHOU, E. Z. Application of Static Var Compensators to Increase Power System Damping. *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 8, n. 2, pp. 655-661, 1993.
- [26] KUNDUR, P. Development and Application of Power System Stabilizers at Ontário Hydro. In: I SYMPOSIUM OF SPECIALISTS IN ELECTRIC OPERATIONAL PLANNING, CIGRE TASK FORCE 38-01-02, "STATIC VAR COMPENSATORS", pp. 1-6, 1986.
- [27] ARAÚJO JR., R. L.; ARAUJO, P. B. Modelo Linear do Sistema Elétrico de Potência com a Inclusão do Compensador Estático de Reativos. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA, 14, 2002, Natal. *Anais...* Natal: UFRN, 2008.
- [28] NATURESA, J. S.; DOMINGUES, A. F.; SILVA, L. C. P.; COSTA, V. F. Influência de Compensadores Estáticos de Reativos na Estabilidade de Tensão em Sistemas de Energia Elétrica. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA, 14, 2002, Natal. *Anais...* Natal: UFRN, pp. 1713-1718, 2008.
- [29] NASSIF, A. B.; CASTRO, M. S.; COSTA, V. F.; SILVA, L. C. P.; COSTA, V. F. Comparação do PSS, SVC e STATCOM no Amortecimento de Oscilações do Modo Local em Sistemas de Potência, In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA, 2004, Gramado-RS. *Anais....* Gramado-RS, pp. 1-6, 2004.
- [30] WANG H. F., SWIFT F. J., LI M. FACTS-based Stabilizer Designed by the Phase Compensation Method Part-I: Single-machine Infinite-bus Power Systems. In: APSCOM, Hong Kong, 1997. *Proceedings...* Hong Kong: [s.l.], 1997. p. 638-643.
- [31] TAYLOR, C. W. *Power System Voltage Stability*. United States of America: McGraw-Hill, 1993.
- [32] GAMA, C.; LEONI, R. L.; FRAGA, R.; CAVALCANTI, J; PING, W. Interligação Norte/Sul – Aplicação de Compensação Série Controlada a Tiristores (TCSC) para Amortecimento de Modo de Oscilação Interárea. In: XIV SNPTEE - FL/GAT/12, 1997, Belém. *Anais....* Belém, PA, pp. 1-6, 1977.
- [33] WANG H. F., SWIFT F. J. A Unified Model of the Analysis of FACTS Devices in Damping Power System Oscillations Part I: Single-machine Infinite-bus Power Systems. *IEEE Transactions on Power Delivery*, New York, v. 12, n. 2, p. 941-946, 1998.
- [34] COLMAN, L. R. S; ARAUJO, P. B. Análise da Influência do Compensador Série Controlado a Tiristor no Sistema Elétrico de Potência. In: CONGRESSO

BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA, 2004, Gramado. *Anais....* Gramado-RS, pp. 1-6, 2004.

- [35] FEBRES, C. A. T.; SILVA, M. S.; ARAUJO, P. B. (2007). Avaliação dos Dispositivos FACTS na Estabilidade a Pequenas Perturbações. In: II CONGRESSO BRASILEIRO DE EFICIÊNCIA ENERGÉTICA (CBEE 2007), 2007, IICBEE_ART125-1-6, Vitória. *Anais...* Vitória-ES, 2007.

Apêndice I – Transformação de Coordenadas



$$r = d_r + q_r$$

$$m = -d_m + q_m$$

$$\cos \delta = \frac{q_r}{q} \rightarrow q_r = q \cos \delta \quad \text{sen } \delta = \frac{q_m}{q} \rightarrow q_m = q \text{ sen } \delta$$

$$\cos \delta = \frac{d_m}{d} \rightarrow d_m = d \cos \delta \quad \text{sen } \delta = \frac{d_r}{d} \rightarrow d_r = d \text{ sen } \delta$$

Logo:

$$r = d \text{ sen } \delta + q \cos \delta$$

$$\rightarrow \begin{bmatrix} r \\ m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \text{sen } \delta & \cos \delta \\ -\cos \delta & \text{sen } \delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d \\ q \end{bmatrix} = T^{-1} \begin{bmatrix} d \\ q \end{bmatrix}$$

$$m = -d \cos \delta + q \text{ sen } \delta$$

De maneira inversa: $\begin{bmatrix} d \\ q \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} r \\ m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \text{sen } \delta & -\cos \delta \\ \cos \delta & \text{sen } \delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} r \\ m \end{bmatrix}$

Apêndice II – Dados do Sistema Exemplo

Os principais dados do sistema MBI teste, adaptado de [6], são apresentados em valores pu, a não ser quando especificado.

Gerador:

$$\omega_0 = 377(\text{rad/s})$$

$$x'_d = 0,32$$

$$x_d = 1,6$$

$$x_q = 1,55$$

$$T'_{d0} = 6,0 \text{ (s)}$$

$$D = 0$$

$$H = 5 \text{ (s)}$$

Linha de Transmissão:

$$r_e = 0$$

$$x_e = 0,4$$

Dados do Ponto de Operação:

$$\text{Tensão terminal: } v_t = 1,0 \text{ pu}$$

$$\text{Fator de potência: } 1,0$$

Sistema de Excitação (Regulador de Tensão):

$$T_r = 0,001 \text{ (s)}$$

Anexo I – Artigos Publicados

Pereira, A. L., Silva, M. S. e Araujo, P. B. (2004) “Modelo Linear de Heffron & Phillips com a Inclusão do Defasador (“Phase Shifter” (PS))”. *CD-Rom dos Anais do III Congresso Temático de Dinâmica e Controle da SBMAC, (DINCON 2004)*, 7 p., Ilha Solteira – SP.

Febres, C. A. T., Silva, M. S. e Araujo, P. B. (2007) “Avaliação dos Dispositivos FACTS na Estabilidade a Pequenas Perturbações”. *CD-Rom dos Anais do II Congresso Brasileiro de Eficiência Energética (CBEE 2007)*, 6 p., Vitória – ES.