

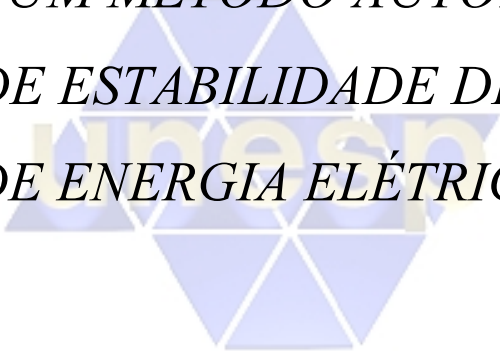
UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA – UNESP

FACULDADE DE ENGENHARIA – CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA  
ELÉTRICA

*CONSIDERAÇÃO DA AÇÃO DE DISPOSITIVOS  
FACTS EM UM MÉTODO AUTOMÁTICO DE  
ANÁLISE DE ESTABILIDADE DE SISTEMAS  
DE ENERGIA ELÉTRICA*



**EDNILTON BRESSAN FESTRAITS**

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia  
de Ilha Solteira / FEIS / UNESP como parte dos  
requisitos necessários para a obtenção do título de  
MESTRE EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

**ORIENTADOR: Prof. Dr. LAURENCE DUARTE COLVARA**

ILHA SOLTEIRA – S.P.

Junho – 2002

## ***AGRADECIMENTOS***

---

Ao meu orientador Laurence Duarte Colvara, que com sua competência e experiência orientou-me de forma excepcional para a realização deste trabalho. Também pela amizade e compreensão.

Aos meus pais Rubens Festrails e Elenir Bressan Festrails e aos meus irmãos Ériston, Ed Marcos e Elen, que sempre acreditaram em meus sonhos e sobretudo deram-me forças para realizá-los.

À minha noiva Flávia N. Ortiz por estar sempre ao meu lado, apoiando e incentivando nas horas difíceis e comemorando nas horas alegres.

Aos professores Dionízio Paschoareli Júnior, Carlos Roberto Minussi e Antônio Padilha Feltrin pelas contribuições que deram ao longo deste trabalho e pela amizade.

Ao Deoclécio M. Kosaka que sempre ajudou prontamente a resolver problemas com o computador.

A todos os amigos, demais professores e funcionários, com os quais pude contar quando precisei.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo - FAPESP, que através do projeto 00/00091-6 forneceu o apoio financeiro para o desenvolvimento deste trabalho.

## NOTAÇÃO E SIMBOLOGIA

---

$\partial$	- Derivada parcial
$\delta$	- Posição angular da máquina síncrona
$\Delta$	- Variação de uma grandeza
$\omega$	- Velocidade angular
$\varepsilon$	- Variação da tensão de excitação ( $E_{fd} - E_{fd}^o$ )
$\phi$	- Ângulo de fase da corrente terminal com relação à tensão terminal
$\sigma$	- Variação da posição angular em relação ao equilíbrio ( $\delta - \delta^o$ )
$\sigma_{ps}$	- Variação angular do PS em relação ao equilíbrio ( $\delta_{ps} - \delta_{ps}^o$ )
$\alpha_c^o$	- Fração de condução do TSC
$\alpha_i^o$	- Fração de condução do TCR
B	- Susceptância do sistema sem FACTS e com PS
B'	- Susceptância do sistema com CSC
B <sup>o</sup>	- Susceptância no equilíbrio do sistema sem FACTS e com PS
B <sub>csc</sub> <sup>o</sup>	- Susceptância no equilíbrio do sistema com CSC
B <sub>es</sub>	- Susceptância do sistema com SVC
B <sub>es</sub> <sup>o</sup>	- Susceptância no equilíbrio do sistema com SVC
B <sub>svc</sub>	- Susceptância do SVC
CSC	- Compensador Série Controlado (Controlled Series Compensator)
CTN	- Curvas de Torque Nulo
$\dot{d}$	- Velocidade de aproximação da trajetória à CTN
D	- Constante de amortecimento [s]
e	- Variação da tensão da interna da máquina síncrona ( $E' - E^o$ )
E	- Tensão interna da máquina síncrona

$E'$	- Tensão interna da máquina síncrona no sistema MBI
$E'_d$	- Tensão proporcional ao enlace de fluxo de eixo direto
$E'_q$	- Tensão proporcional ao enlace de fluxo de eixo em quadratura
$E_d$	- Componente de eixo direto da tensão interna da máquina síncrona
$E_q$	- Componente de eixo em quadratura da tensão interna da máquina síncrona
$E_{fd}$	- Tensão de excitação
FC	- Capacitor Fixo
FL	- Função de Lyapunov
H	- Constante de inércia da máquina síncrona [ $s^2$ ]
$\hat{i}$	- Corrente complexa nos terminais da máquina síncrona
$i_d$	- Corrente de eixo direto nos terminais da máquina síncrona
$i_q$	- Corrente de eixo em quadratura nos terminais da máquina síncrona
$K_c$	- Ganho do CSC
$K_e$	- Ganho da excitatriz
$K_f$	- Ganho da função transferência de realimentação
$K_{isvc}$	- Ganho do coeficiente do SVC com relação a $i_d$
$K_{psvc}$	- Ganho do coeficiente do SVC com relação a $P_e$
$K_{vsvc}$	- Ganho do coeficiente do SVC com relação a $V_T$
$K_R$	- Ganho transitório do RAT (modelo reduzido)
$K_{xicsc}$	- Ganho do coeficiente do CSC com relação a $i_d$
$K_{xpsc}$	- Ganho do coeficiente do CSC com relação a $P_e$
$K_{xvsc}$	- Ganho do coeficiente do CSC com relação a $V_T$
$K_\ell$	- Ganho da fonte de corrente do SVC
M	- Constante de inércia da máquina síncrona
MBI	- Sistema Máquina <i>versus</i> Barra Infinita
MRC	- Mínima Reatância do CSC
MTI	- Mínima Tensão Interna
$P_e$	- Potência elétrica entregue pela máquina síncrona
$P_m$	- Potência mecânica fornecida à máquina síncrona
PS	- Defasador (Phase Shifter)
RAT	- Regulador Automático de Tensão
RSP	- Região de Sincronização Positiva

SEE	- Sistema de Energia Elétrica
SVC	- Compensador Estático de Reativos (Static Var Compensator)
$t_{ch}$	- Tempo de chaveamento
TCR	- Reator controlado a Tiristor (Thyristor Controlled Reactor)
$t_{cr}$	- Tempo crítico de chaveamento
$T_{csc}$	- Constante de tempo do CSC
$T'_{do}$	- Constante de tempo de circuito aberto de eixo direto
$T_{ps}$	- Constante de tempo do PS
$T'_{qo}$	- Constante de tempo de circuito aberto de eixo em quadratura
$T_R$	- Constante de tempo do RAT
TSC	- Capacitor chaveado a Tiristor (Thyristor Switched Capacitor)
V	- Tensão no barramento infinito
$v_d$	- Tensão de eixo direto no terminal da máquina
$v_q$	- Tensão de eixo em quadratura no terminal da máquina
$\hat{V}_T$	- Tensão terminal complexa da máquina síncrona
$V_T$	- Tensão terminal da máquina síncrona
$\Delta V_T$	- Variação da tensão terminal ( $V_T - V_T^o$ )
$\dot{x}$	- Derivada temporal da variável x ( $dx/dt$ )
$X'$	- Reatância transitória
$X_{csc}$	- Variação de reatância do CSC ( $X_{csc} - X_{csc}^o$ )
$X_{csc}^o$	- Reatância no equilíbrio do CSC
$X_{csc}$	- Reatância variável do CSC
$X_c$	- Reatância capacitiva do SVC
$X_d$	- Reatância de eixo direto
$X'_d$	- Reatância transitória de eixo direto
$X_e$	- Reatância externa (linha de transmissão + transformadores)
$X_i$	- Reatância indutiva do SVC
$X_q$	- Reatância de eixo em quadratura
$X'_q$	- Reatância transitória de eixo em quadratura

O sobrescrito “o” indica valores de equilíbrio.

Neste trabalho desenvolveu-se a análise da ação de dispositivos FACTS – Compensador Estático de Reativos (SVC), Defasador (PS) e Compensador Série Controlado (CSC) - em um Sistema de Energia Elétrica (SEE) perturbado, com vistas à estabilidade.

O trabalho tomou como base o modelo de 1½ eixo da máquina síncrona inserida em um Sistema Máquina versus Barra Infinita (MBI) e a partir dele desenvolveu-se a modelagem do sistema sob a ação de cada um dos dispositivos FACTS. A modelagem foi realizada tomando-se o cuidado de preservar as não linearidades do sistema, de modo que os resultados aqui obtidos possam ser empregados em outros trabalhos sem maiores dificuldades.

Desenvolveu-se a construção da Função de Lyapunov (FL) para o sistema MBI sob a ação do CSC e do SVC e implementou-se o método da Região de Sincronização Positiva (RSP).

Em todos os modelos realizou-se os testes de estabilidade dinâmica e de estabilidade transitória, sendo que o teste dinâmico foi feito através das curvas de oscilação e o teste transitório através do método da RSP. Com os resultados alcançados concluiu-se pela validade dos modelos obtidos, bem como pela eficácia do método desenvolvido para a análise de estabilidade.

## ***ABSTRACT***

---

In this work the action of FACTS devices - Static Var Compensator (SVC), Phase Shifter (PS) and Controlled Series Compensator (CSC) – inserted in a disturbed Electric Power System is taken into account in a stability study.

The work is based on the well-known 1½ axis model of the synchronous machine in a one machine against infinite bar system under the action of each one of the FACTS devices. The non linearities of the system are preserved, then the results can be used with no difficulties in stability approaches other than the small signal stability.

A Lyapunov Function (LF) is constructed for the machine against infinite bar system under the action of CSC and SVC, and the Positive Synchronization Region (PSR) method for transient stability analysis is implemented.

The results have conduced to the conclusion that the models are valid and the stability analysis method is efficient.



## Índice de Figuras

<i>Figura 2.1</i> – Diagrama fasorial da máquina síncrona de rotor liso	5
<i>Figura 2.2</i> – Diagrama de blocos da máquina síncrona: laço eletromecânico	8
<i>Figura 2.3</i> – Diagrama unifilar do sistema MBI	9
<i>Figura 2.4</i> – Diagrama fasorial do sistema MBI	9
<i>Figura 2.5</i> – Diagrama de blocos do regulador automático de tensão (RAT)	11
<i>Figura 2.6</i> – Diagrama de blocos de $\Delta V_T$	14
<i>Figura 2.7</i> – Diagrama de blocos das equações não-lineares e de decaimento de fluxo	15
<i>Figura 2.8</i> – Diagrama unifilar do TCSC	18
<i>Figura 2.9</i> – Diagrama unifilar do Defasador (PS)	19
<i>Figura 2.10</i> – Diagrama fasorial do PS	20
<i>Figura 2.11</i> – Diagrama unifilar do SVC	21
<i>Figura 2.12</i> – Característica V-I do SVC	21
<i>Figura 2.13</i> – Sistema MBI com a presença do compensador série controlado (CSC)	22
<i>Figura 2.14</i> – Diagrama fasorial do sistema MBI com CSC	24
<i>Figura 2.15</i> – Diagrama de blocos de $\Delta V_T$ para o sistema com o CSC	28
<i>Figura 2.16</i> – Diagrama de blocos das equações não-lineares e de decaimento de fluxo para o sistema com o CSC	28
<i>Figura 2.17</i> – Diagrama de blocos do compensador série controlado	30
<i>Figura 2.18</i> – Gráfico de $\Delta P_e$ em função da variação do ângulo de carga ( $\sigma$ ) e da reatância do CSC ( $\Delta X_{csc}$ )	32
<i>Figura 2.19</i> – Gráfico de $\Delta P_e$ em função da variação da reatância do CSC ( $\Delta X_{csc}$ ) para o modelo aproximado e o modelo real do sistema	32
<i>Figura 2.20</i> – Efeito de $X_{csc} > X_e + X'_d$ na potência elétrica do sistema	33
<i>Figura 2.21</i> – Gráfico tridimensional da potência elétrica mostrando o efeito de ressonância causado pela reatância do CSC ( $X_{csc}$ )	34
<i>Figura 2.22</i> – Efeito de ressonância do sistema visto de perfil	34
<i>Figura 2.23</i> – Sistema máquina versus barra infinita com a presença do PS	38

<b>Figura 2.24</b> – Diagrama fasorial do sistema MBI sob a ação do PS	39
<b>Figura 2.25</b> – Diagrama de blocos do defasador (PS)	40
<b>Figura 2.26</b> – Gráfico de $\Delta P_e$ em função da variação do ângulo de carga ( $\sigma$ ) e do ângulo do PS ( $\sigma_{ps}$ )	41
<b>Figura 2.27</b> – Gráfico de $\Delta P_e$ em função da variação do ângulo do PS ( $\sigma_{ps}$ )	42
<b>Figura 2.28</b> – Diagrama de blocos de $\Delta V_T$ para o sistema com defasador	44
<b>Figura 2.29</b> – Diagrama de blocos das equações não-lineares e de decaimento de fluxo para o sistema com defasador	44
<b>Figura 2.30</b> – Sistema máquina x barra infinita com a presença do compensador estático de reativos (SVC)	46
<b>Figura 2.31</b> – Modelo unificado do SVC	47
<b>Figura 2.32</b> – Diagrama fasorial do sistema MBI sob a ação do SVC	47
<b>Figura 2.33</b> – Diagrama de blocos do compensador estático de reativos (SVC)	50
<b>Figura 2.34</b> – Gráfico de $\Delta P_e$ em função da variação do ângulo de carga ( $\sigma$ ) e da susceptância do SVC ( $B_{svc}$ )	52
<b>Figura 2.35</b> – Gráfico de $\Delta P_e$ em função da variação da susceptância do SVC ( $B_{svc}$ ): Modelo aproximado	52
<b>Figura 2.36</b> – Gráfico de $\Delta P_e$ em função da variação da susceptância do SVC ( $B_{svc}$ ): Modelo real	53
<b>Figura 2.37</b> – Diagrama de blocos de $\Delta V_T$ para o sistema com SVC	55
<b>Figura 2.38</b> – Diagrama de blocos das equações não-lineares e de decaimento de fluxo do sistema com SVC	56
<b>Figura 2.39</b> – Diagrama de blocos do sistema MBI com a presença dos dispositivos FACTS	57
<b>Figura 2.40</b> – Diagrama de blocos da atuação dos FACTS no sistema	58
<b>Figura 2.41</b> – Diagrama de blocos responsável pelo cálculo das variáveis do sistema	59
<b>Figura 3.1</b> – Curvas de nível da função potencial traçadas no plano $\sigma x$ e para o sistema MBI com a presença do CSC	68
<b>Figura 3.2</b> – Curvas de nível da função potencial traçadas no plano $\sigma x \Delta X_{csc}$ para o sistema MBI com a presença do CSC	68
<b>Figura 3.3</b> – Curvas de nível da função potencial traçadas no plano $\sigma x$ e para o sistema MBI com a presença do SVC	73

<b>Figura 3.4</b> – Curvas de nível da função potencial traçadas no plano $\sigma x$ e para o sistema MBI sem FACTS	74
<b>Figura 4.1</b> – RSP e suas fronteiras	77
<b>Figura 4.2</b> – Aproximação da distância de um ponto à CTN	79
<b>Figura 4.3</b> – RSP e suas fronteiras, para o sistema MBI sem dispositivos FACTS	80
<b>Figura 4.4</b> – RSP e suas fronteiras, definida no plano ( $\sigma x$ e) para o sistema MBI com CSC	82
<b>Figura 4.5</b> – RSP e suas fronteiras, definida no plano ( $\sigma x x_{csc}$ ) para o sistema MBI com CSC	83
<b>Figura 4.6</b> – RSP e suas fronteiras, definida no plano ( $\sigma x$ e) para o sistema MBI com PS	86
<b>Figura 4.7</b> – RSP e suas fronteiras, definida no plano ( $\sigma x$ e) para o sistema MBI com SVC	89
<b>Figura 5.1</b> – Curvas de oscilação ( $\sigma, \omega$ ) do sistema MBI sem a atuação de dispositivos FACTS	92
<b>Figura 5.2</b> – Curvas de oscilação ( $\sigma, \omega$ ) do sistema MBI com a atuação estática do CSC	93
<b>Figura 5.3</b> – Curvas de oscilação ( $\sigma, \omega$ ) do sistema MBI com a atuação dinâmica do CSC	93
<b>Figura 5.4</b> – Variação da reatância do CSC ( $X_{csc}$ ) no sistema MBI - atuação dinâmica	94
<b>Figura 5.5</b> – Curvas de oscilação ( $\sigma, \omega$ ) do sistema MBI com a atuação do PS	95
<b>Figura 5.6</b> – Variação do ângulo do PS ( $\sigma_{ps}$ ) no sistema MBI	95
<b>Figura 5.7</b> – Curvas de oscilação ( $\sigma, \omega$ ) do sistema MBI com a atuação do SVC	96
<b>Figura 5.8</b> – Variação da susceptância do SVC ( $B_{svc}$ )	96
<b>Figura 5.9</b> – Variação do ângulo da máquina síncrona ( $\sigma$ ) para o sistema MBI sob a ação do: 1 – CSC estático; 2 – CSC dinâmico; 3 – PS e 4 – SVC	97
<b>Figura 5.10</b> – Gráfico de $\dot{d}$ e $f(\sigma, e)$ do sistema MBI sem FACTS com $t_{ch}=0,200s$ (caso estável)	98
<b>Figura 5.11</b> – Gráfico de $\dot{d}$ e $f(\sigma, e)$ do sistema MBI sem FACTS com $t_{ch}=0,201s$ (caso instável)	99
<b>Figura 5.12</b> – Gráfico da RSP e da trajetória pós-falta do sistema MBI sem FACTS	100

<b>Figura 5.13</b> – Gráfico de $\dot{d}$ e $f(\sigma, e)$ do sistema sob a atuação estática do CSC e com $t_{ch}=0,295s$ (caso estável)	100
<b>Figura 5.14</b> – Gráfico de $\dot{d}$ e $f(\sigma, e)$ do sistema sob a atuação estática do CSC e com $t_{ch}=0,296s$ (caso instável)	101
<b>Figura 5.15</b> – Gráfico da RSP e da trajetória pós-falta do sistema MBI sob a ação estática do CSC	102
<b>Figura 5.16</b> – Gráfico de $\dot{d}$ e $f(\sigma, e, x_{csc})$ do sistema sob a atuação dinâmica do CSC e com $t_{ch}=0,327s$ (caso estável)	102
<b>Figura 5.17</b> – Gráfico de $\dot{d}$ e $f(\sigma, e, x_{csc})$ do sistema sob a atuação dinâmica do CSC e com $t_{ch}=0,328s$ (caso instável)	103
<b>Figura 5.18</b> – Gráfico da RSP e da trajetória pós-falta do sistema MBI sob a ação dinâmica do CSC (plano $(\sigma x e)$ )	104
<b>Figura 5.19</b> – Gráfico da RSP e da trajetória pós-falta do sistema MBI sob a ação dinâmica do CSC (plano $(\sigma x x_{csc})$ )	104
<b>Figura 5.20</b> – Gráfico de $\dot{d}$ e $f(\sigma, e)$ do sistema sob a ação do PS e com $t_{ch}=0,210s$ (caso estável)	105
<b>Figura 5.21</b> – Gráfico de $\dot{d}$ e $f(\sigma, e)$ do sistema sob a ação do PS e com $t_{ch}=0,211s$ (caso instável)	106
<b>Figura 5.22</b> – Gráfico da RSP e da trajetória do sistema MBI sob a ação do PS com $\delta_{ps}^0=10^0$	106
<b>Figura 5.23</b> – Gráfico da RSP e da trajetória do sistema MBI sob a ação do PS com $\delta_{ps}^0=20^0$	107
<b>Figura 5.24</b> – Gráfico de $\dot{d}$ e $f(\sigma, e)$ do sistema sob a ação do SVC e com $t_{ch}=0,270s$ (caso estável)	108
<b>Figura 5.25</b> – Gráfico de $\dot{d}$ e $f(\sigma, e)$ do sistema sob a ação do SVC e com $t_{ch}=0,272s$ (caso instável)	109
<b>Figura 5.26</b> – Gráfico da RSP e da trajetória do sistema MBI sob a ação do SVC (plano $(\sigma x e)$ )	109

# Sumário

<b>CAPÍTULO 1</b>	<b>1</b>
INTRODUÇÃO	1
<b>CAPÍTULO 2</b>	<b>4</b>
MODELO DO SISTEMA MÁQUINA VERSUS BARRA INFINITA (MBI) SOB A AÇÃO DE DISPOSITIVOS FACTS	4
2.1 – <i>Máquina Síncrona</i>	5
2.2 – <i>Sistema Máquina versus Barra Infinita (MBI)</i>	8
2.3 – <i>Sistemas Flexíveis de Transmissão em Corrente Alternada (“Flexible AC Transmission Systems-FACTS”)</i>	16
2.3.1 - <i>Compensador Série Controlado (“Controlled Series Compensator” (CSC))</i>	17
2.3.2 – <i>Defasador (“Phase Shifter” (PS))</i>	19
2.3.3 – <i>Compensador Estático de Reativos (“Static Var Compensator” (SVC))</i>	21
2.4 – <i>Modelo do Sistema MBI com Compensador Série Controlado (CSC)</i>	22
2.4.1 - <i>Modelagem estática do CSC</i>	25
2.4.2 – <i>Modelagem Dinâmica do CSC</i>	29
2.5 – <i>Modelo do Sistema MBI com “Phase Shifter” (PS)</i>	38
2.6 – <i>Modelo do Sistema MBI com a presença do Compensador Estático de Reativos (SVC)</i>	46
2.7 – <i>Sistema Implementado</i>	57
<b>CAPÍTULO 3</b>	<b>60</b>
ESTABILIDADE TRANSITÓRIA DE SISTEMAS DE ENERGIA ELÉTRICA	60
3.1 – <i>Função de Lyapunov para Sistemas de Persidskii Perturbados</i>	61
3.2 – <i>Construção da Função de Lyapunov para o Sistema MBI com Compensador Série Controlado</i>	62

3.2.1 – Funções Potenciais _____	67
3.3 – Construção da Função de Lyapunov para o Sistema MBI com Compensador Estático de Reativos _____	69
3.3.1 – Funções Potenciais _____	72
<b>CAPÍTULO 4 _____</b>	<b>75</b>
MÉTODO DA REGIÃO DE SINCRONIZAÇÃO POSITIVA (RSP) _____	75
4.1 – Obtenção da RSP ([4]) _____	75
4.2 – Evolução da Trajetória Pós-Falta em Relação à RSP _____	77
4.3 – Teste de Estabilidade _____	79
4.4 – Método da RSP aplicado ao sistema MBI sem FACTS _____	80
4.5 – Método da RSP aplicado ao sistema MBI com CSC _____	81
4.5.1 – Obtenção da RSP _____	81
4.5.2 – Desenvolvimento de $\mathbf{d}$ para o sistema MBI sob a ação do compensador série controlado (CSC) _____	84
4.6 – Método da RSP aplicado ao sistema MBI com PS _____	84
4.6.1 – Obtenção da RSP _____	85
4.6.2 - Desenvolvimento de $\mathbf{d}$ para o sistema MBI sob a ação do defasador (PS) _____	86
4.7 – Método da RSP aplicado ao sistema MBI com SVC _____	87
4.7.1 – Obtenção da RSP _____	87
4.7.2 - Desenvolvimento de $\mathbf{d}$ para o Sistema MBI sob a ação do Compensador Estático de Reativos (SVC) _____	89
<b>CAPÍTULO 5 _____</b>	<b>91</b>
RESULTADOS _____	91
5.1 - Comportamento Dinâmico do Sistema MBI _____	92
5.2 - Comportamento Transitório do Sistema MBI _____	98
<b>CAPÍTULO 6 _____</b>	<b>111</b>
CONCLUSÃO _____	111
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS _____</b>	<b>114</b>
<b>ANEXO 1 _____</b>	<b>117</b>

## **Introdução**

A crescente demanda por energia elétrica de consumidores residenciais, comerciais e industriais, somada a outros fatores não menos importantes, nos últimos anos, trouxe a necessidade de aumentos na produção de energia elétrica, citando como exemplo, a construção de novas usinas na região norte do Brasil. Houve também a busca de outras fontes de energia que não substituíssem nossa principal matriz energética, atualmente hidroelétrica, mas que viessem a somar, como é o caso das termoelétricas.

Estes novos blocos de geração necessitam ser interligados aos blocos de carga já existentes e que se situam principalmente nas regiões sul e sudeste do país. Esta interligação pode ser efetuada através do aumento do número de linhas de transmissão (de elevado custo) ou pelo crescimento na capacidade de algumas linhas já existentes (medida de menor custo).

Nos planejamentos para a expansão de sistemas de energia elétrica, torna-se cada vez mais importante a consideração de restrições de estabilidade para as diversas configurações de geração, carga e topologia das redes contempladas. Há sempre a necessidade de estudos de técnicas e tecnologias para análises e operação desses sistemas.

Os meios de produção estão se tornando cada vez mais dependentes do fornecimento estável e necessitando de qualidade da energia fornecida. Aumentos de carga em descompasso com o aumento de investimentos nas áreas de geração e transmissão diminuem a margem de segurança do SEE, tornando-o mais suscetível às diversas contingências de operação.

Como consequência, os sistemas de potência são caracterizados por uma maior necessidade de flexibilização, e a flexibilidade deverá ser considerada não somente na operação, mas principalmente no planejamento dos sistemas. Vem neste sentido a inclusão de dispositivo de tecnologia FACTS (Sistemas Flexíveis de Transmissão em Corrente Alternada) como alternativa para se flexibilizar o sistema de energia elétrica.

Dentre os controladores de fluxo de potência existentes, este trabalho propõe-se ao estudo da influência do CSC (Compensador Série Controlado), do PS (Defasador) e do SVC (Compensador Estático de Reativos) sobre a estabilidade de SEE. O estudo não é restrito a “pequenas perturbações”, ele é feito em um sentido amplo, de modo que o sistema é tratado na sua forma não-linear.

Para se representar adequadamente o SEE, é importante considerar, além da dinâmica dos dispositivos FACTS, outras dinâmicas que intervêm no desempenho do sistema, tais como a representação do campo da máquina síncrona e do Regulador Automático de Tensão. As não linearidades presentes decorrem da formulação da potência elétrica que afeta o laço eletromecânico e da corrente de eixo direto que afeta o laço eletromagnético da máquina.

A inclusão dos dispositivos FACTS significa a introdução de novas variáveis no sistema de transmissão e conseqüentes complicações de tratamento das não linearidades no modelo matemático. Visando contornar estas dificuldades, optou-se pela linearização da influência dos dispositivos FACTS sobre o desempenho dinâmico do sistema.

Realizou-se então a modelagem do SEE sob a ação dos dispositivos FACTS e para cada um dos modelos obtidos foram feitas simulações visando verificar o comportamento dinâmico e transitório do sistema.



A modelagem é feita de modo a se obter a representação do sistema em um formato que facilite na obtenção das Funções de Lyapunov e no tratamento em uma metodologia de análise de estabilidade.

O trabalho está estruturado como segue:

No Capítulo 2 apresenta-se o modelo do sistema MBI já existente na literatura e que serviu de base para este trabalho. São apresentadas ainda uma breve descrição do conceito de sistemas flexíveis e do comportamento dos dispositivos FACTS de interesse. Partindo do modelo do sistema MBI e do comportamento dos dispositivos FACTS, chega-se ao equacionamento do modelo do sistema MBI sob a ação destes dispositivos, apresenta-se algumas análises sobre o comportamento da potência elétrica e finalmente apresenta-se o diagrama de blocos do sistema implementado.

No Capítulo 3 constroem-se as Funções de Lyapunov para o sistema sob a ação do CSC e do SVC e traçam-se as curvas de nível de suas funções potenciais.

No Capítulo 4 desenvolve-se o método da Região de Sincronização Positiva (RSP), obtém-se as equações para a análise da evolução da trajetória pós-falta do sistema e descreve-se o teste de estabilidade.

No Capítulo 5 tem-se a apresentação dos resultados obtidos com as simulações, feitas via simulink (toolbox do Matlab<sup>®</sup>), dos modelos obtidos neste estudo. São apresentadas as curvas de oscilação, resultantes da simulação para a análise do comportamento dinâmico, e também as análises das trajetórias pós-falta do sistema, análises essas que levaram à obtenção dos tempos críticos de chaveamento para cada uma das configurações do sistema.

Finalmente, no Capítulo 6 apresentam-se as conclusões gerais e as propostas para trabalhos futuros.

**Modelo do Sistema Máquina versus Barra Infinita (MBI) sob a ação de Dispositivos FACTS**

Neste capítulo apresenta-se a modelagem da máquina síncrona de rotor liso inserida em um sistema MBI. São considerados nesta modelagem os efeitos de campo (reação de armadura), efeitos do regulador automático de tensão (tensão de excitação) e a ação dos dispositivos FACTS (Compensador Estático de Reativos-SVC, Compensador Series Controlado-CSC, Defasador-PS). As duas primeiras seções deste capítulo tratam da modelagem da máquina síncrona e do sistema MBI respectivamente. Na seção seguinte, apresenta-se uma breve descrição de sistemas flexíveis e do comportamento dos dispositivos FACTS abordados, partindo-se então, nas seções subsequentes, para a modelagem do sistema sob a influência de cada um destes dispositivos.

## 2.1 – Máquina Síncrona

A máquina síncrona aqui considerada é do tipo de rotor liso e adota-se o modelo de um eixo (modelo  $E'_q$ ), ou seja, desconsideram-se os enrolamentos amortecedores. O modelo é bem conhecido e os detalhes podem ser encontrados em (Anderson & Fouad [1], Kundur[13]).

A Figura 2.1 apresenta o diagrama fasorial da máquina síncrona de rotor liso.

A tensão terminal ( $V_T$ ) tem as componentes de eixo direto ( $v_d$ ) e em quadratura ( $v_q$ ) expressas por:

$$v_d = -E'_d + X_q i_q = -E'_d + X'_q i_q \quad (2.1)$$

$$v_q = E_q - X_d i_d = E'_q - X'_d i_d \quad (2.2)$$

onde  $E'_d$  (p.u.) é constante ([16]),  $E'_q$  (p.u.) é a tensão proporcional ao enlace de fluxo e  $i_d$  e  $i_q$  são as componentes de eixo direto e em quadratura da corrente nos terminais da máquina.  $X_d$  e  $X_q$  (p.u.) são as reatâncias de eixo direto e em quadratura.  $X'_d$  e  $X'_q$  são os valores respectivos de regime transitório.

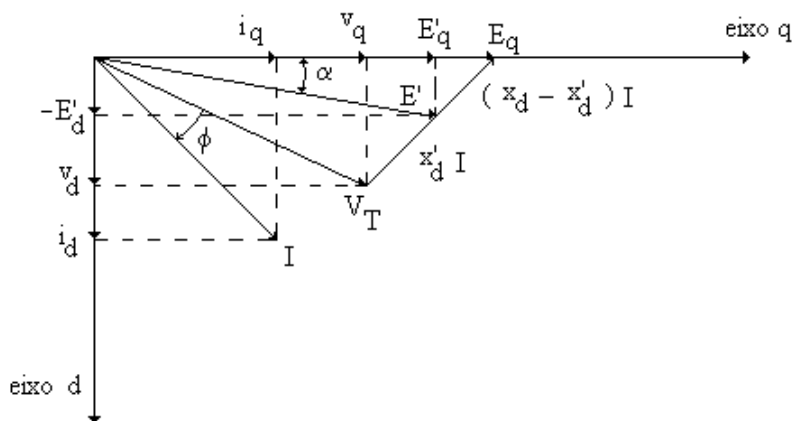


Figura 2.1 – Diagrama fasorial da máquina síncrona de rotor liso.

Escrevendo a tensão terminal ( $V_T$ ) nas componentes d-q como

$$\hat{V}_T = v_d + jv_q, \quad (2.3)$$

tem-se por simples manipulação algébrica

$$\hat{V}_T = -E'_d + jE'_q - jX'_d \hat{i} - (X'_d - X'_q)i_q \quad (2.4)$$

onde  $\hat{i} = i_d + ji_q$  é a corrente terminal da máquina. Como não é representada a dinâmica da tensão no eixo direto ( $T'_{d0} \frac{dE'_d}{dt} = -E_d$ ) tem-se  $E_d=0$ . Desconsiderando-se ainda a saliência transitória ( $X'_d = X'_q$ ) obtém-se:

$$\hat{V}_T = jE'_q - jX'_d \hat{i} \quad (2.5)$$

De (2.1) e (2.2) tem-se

$$-E_d = -E'_d - (X_q - X'_q)i_q \quad (2.6)$$

$$E_q = E'_q + (X_d - X'_d)i_d \quad (2.7)$$

A dinâmica da tensão  $E'_q$  é regida pela equação do campo da máquina ([1]):

$$T'_{d0} \frac{dE'_q}{dt} = E_{fd} - E_q \quad (2.8)$$

onde  $E_{fd}$  (p.u.) é a tensão de excitação e  $T'_{d0}$  (s) é a constante de tempo de circuito aberto de eixo direto. Considerando (2.7), (2.8) é reescrita como:

$$T'_{d0} \frac{dE'_q}{dt} = E_{fd} - E'_q - (X_d - X'_d)i_d \quad (2.9)$$

A potência elétrica fornecida pela máquina pode ser obtida de  $P_e = E_q \cdot i_q$  ou, com (2.7):

$$P_e = E'_q i_q + (X_d - X'_d) i_d i_q \quad (\text{p.u.}) \quad (2.10)$$

Indicando a posição do rotor por um ângulo ( $\delta$ ) (tomado em radianos) em relação a uma referência girante com velocidade síncrona, o comportamento da máquina é regido por:

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega \quad (2.11)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{M}(-D \cdot \omega + P_m - P_e) \quad (2.12)$$

sendo:

$\omega$  (rad/s)  $\rightarrow$  desvio da velocidade do rotor em relação ao valor síncrono;

$M$  ( $s^2$ )  $\rightarrow$  constante de inércia da máquina;

$P_m$  (p.u.)  $\rightarrow$  potência mecânica entregue no eixo do gerador, aqui considerada constante; e

$D$  (s)  $\rightarrow$  constante de amortecimento.

Ao longo deste trabalho a máquina síncrona será considerada como uma fonte de tensão  $E'$  atrás da reatância transitória de eixo direto  $X'_d$  ([8], [9]).

Supondo  $E'_q = E'$ , a equação do campo (2.9) pode ser reescrita em função da tensão  $E'$ , e dessa forma tem-se ([16]):

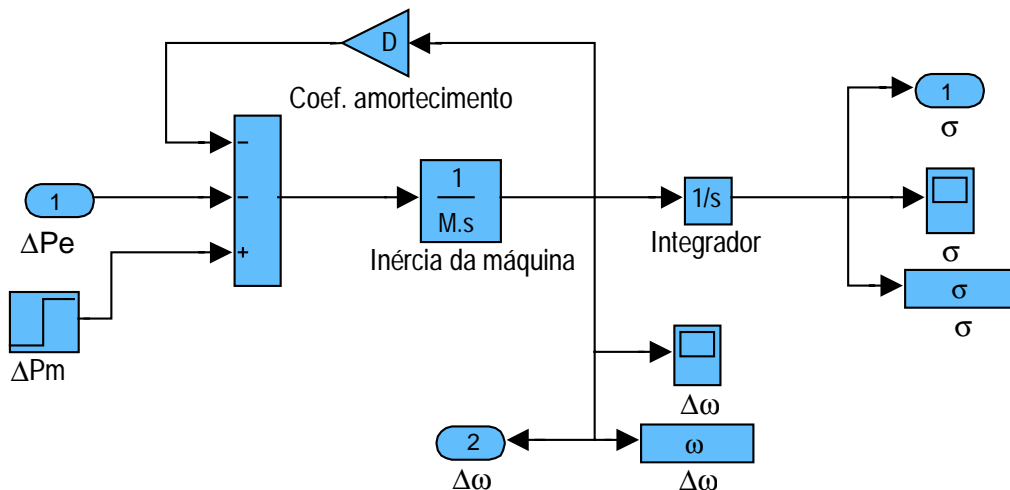
$$T'_{d0} \frac{dE'}{dt} = E_{fd} - E' - (X_d - X'_d)i_d \quad (2.13)$$

As equações (2.11), (2.12) e (2.13) representam um modelo da máquina síncrona incluindo os efeitos de decaimento de fluxo, que pode ser diretamente integrado à rede de transmissão. Para incluir o Regulador Automático de Tensão (RAT) é necessário ainda equacionar a tensão terminal da máquina. Para os propósitos deste trabalho a expressão exata

$$V_T = \sqrt{v_d^2 + v_q^2} \quad (2.14)$$

é uma forma de difícil tratamento, visto ser conveniente obter  $V_T$  como função explícita e analítica das variáveis de estado do sistema. Um equacionamento mais conveniente de  $V_T$  será abordado na seção 2.2.

A dinâmica do laço eletromecânico da máquina síncrona é apresentada em diagrama de blocos na Figura 2.2. Por motivos de simplicidade, uma vez que este diagrama é parte de um diagrama de blocos que representa o sistema como um todo, são representadas aqui apenas as equações do laço eletromecânico (equações (2.11) e (2.12)). As equações de decaimento de fluxo e do regulador automático de tensão serão representadas de forma conveniente na seção 2.2.

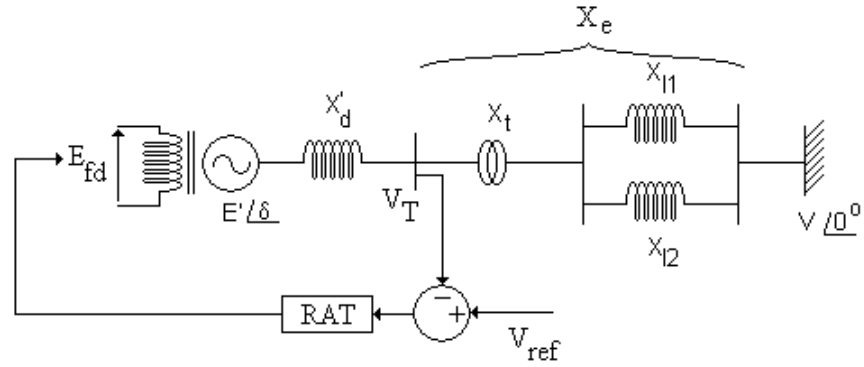


**Figura 2.2** – Diagrama de blocos da máquina síncrona: laço eletromecânico.

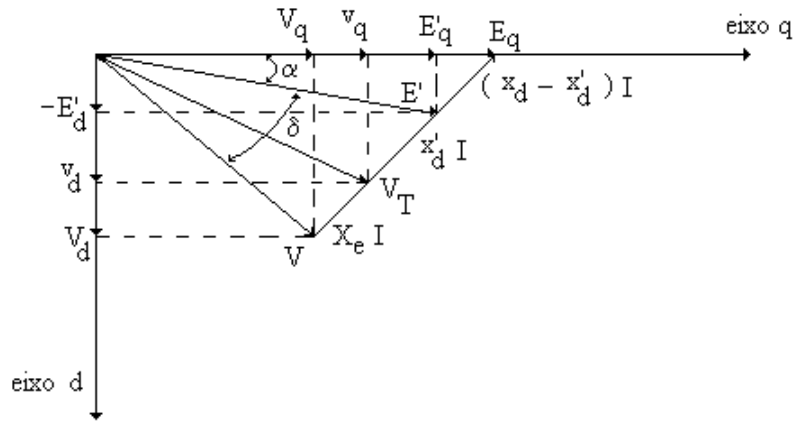
## **2.2 – Sistema Máquina versus Barra Infinita (MBI)**

O sistema MBI consiste de um gerador (máquina síncrona) conectado a um barramento infinito, de tensão  $V$ , através de uma linha de transmissão (e eventualmente um transformador) de reatância total  $X_e$ , como apresentado no diagrama unifilar da Figura 2.3

A Figura 2.4 mostra o diagrama fasorial do sistema MBI.



**Figura 2.3** – Diagrama unifilar do sistema MBI



**Figura 2.4** – Diagrama fasorial do sistema MBI.

A potência elétrica (ativa) fornecida pela máquina é:

$$P_e = \frac{E'V}{X_e + X'_d} \cdot \text{sen } \delta \quad (2.15)$$

sendo  $\delta$  o ângulo de defasagem entre  $E'$  e  $V$

A componente da tensão  $V$  sobre o eixo em quadratura é:

$$V_q = V \cdot \cos(\delta + \alpha) \quad (2.16)$$

que também pode ser escrita como

$$V_q = E'_q - (X_e + X'_d) i_d \quad (2.17)$$

Da combinação de (2.16) e (2.17), recorrendo à hipótese de  $\alpha$  constante e pequeno ( $E' \cong E'_q$ ), vem

$$i_d = \frac{E' - V \cdot \cos \delta}{X_e + X'_d} \quad (2.18)$$

Substituindo (2.15) e (2.18) em (2.12) e (2.13), considerando (2.11), tem-se o equacionamento do sistema MBI incluindo os efeitos de decaimento de fluxo:

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega \quad (2.19)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{M} (-D \cdot \omega + P_m - \frac{E' V}{X_e + X'_d} \cdot \sin \delta) \quad (2.20)$$

$$\frac{dE'}{dt} = \frac{1}{T'_{d0}} [E_{fd} - \frac{X_e + X'_d}{X_e + X'_d} \cdot E' + \frac{X'_d - X_d}{X_e + X'_d} \cdot V \cdot \cos \delta] \quad (2.21)$$

O controle da tensão terminal do gerador é feito pelo regulador automático de tensão (RAT) ([11]), o qual atua na excitatriz do gerador que por sua vez variará a tensão de campo da máquina. O RAT é “informado” sobre a tensão terminal do sistema a todo instante, comparando-a com uma tensão de referência (tensão de operação em regime permanente). Essa comparação é feita com grande sensibilidade e as correções na tensão de excitação ( $E_{fd}$ ) são efetuadas de forma rápida, visando manter a tensão terminal da máquina no valor especificado.

As oscilações eletromecânicas do sistema de potência ocorrem com frequências na faixa de 0,5 a 2,0 Hz ([1]), que correspondem a velocidades angulares de 3,14 e 12,5 rad/s. Em ([12]), o autor desenvolveu um estudo dos pólos de  $\Delta E_{fd}(s)/\Delta V(s)$  e mostrou que, mantendo-se um pólo na faixa de frequência de interesse, é possível realizar uma redução de ordem do sistema de excitação, que é bastante complexo, de forma a se obter um modelo linear de primeira ordem. No mesmo sentido ([6]) sugere representar o sistema de excitação através da equação (2.22) a seguir.

$$\frac{\Delta E_{fd}(s)}{\Delta V} = \frac{K_r}{1 + sT_r} \quad (2.22)$$



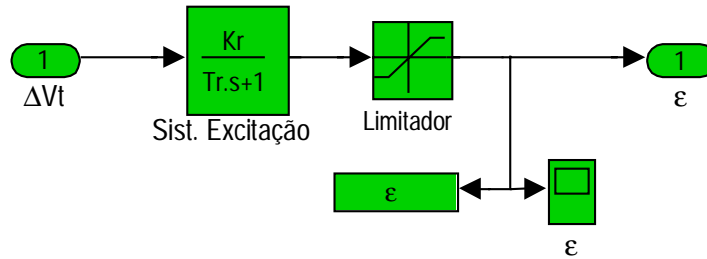
sendo  $T_r$  a constante de tempo associada ao polo localizado na faixa de frequência de interesse e  $K_r$  o respectivo ganho transitório. O diagrama de blocos do RAT é apresentado na Figura 2.5.

Reescrevendo (2.22) em termos de variáveis de estado, tem-se a ação do RAT representada por:

$$T_R \frac{d\varepsilon}{dt} = -\varepsilon - K_R \cdot \Delta V_T \quad (2.23)$$

com

$$\varepsilon = E_{fd} - E_{fd}^0 \quad (2.24)$$



**Figura 2.5** – Diagrama de blocos do regulador automático de tensão (RAT).

Considerando o ponto de equilíbrio estável  $[\delta \ \omega \ E' \ E_{fd}]^T = [\delta^0 \ 0 \ E'^0 \ E_{fd}^0]^T$  suposto existente, o sistema pode ser escrito em termos das variáveis  $[\sigma \ \omega \ e \ \varepsilon]^T = [\delta - \delta^0 \ \omega - E' - E'^0 \ E_{fd} - E_{fd}^0]^T$  em torno deste ponto como:

$$\Delta \dot{\delta} = \Delta \omega \quad (2.25)$$

$$\Delta \dot{\omega} = \frac{1}{M} [-D \cdot \Delta \omega - f(\sigma, e)] \quad (2.26)$$

$$\Delta \dot{e} = \frac{1}{T_{d0}} \left[ \varepsilon - \left( \frac{X_e + X_d}{X_e + X_d'} \right) \cdot e - (X_d - X_d') \cdot g(\sigma) \right] \quad (2.27)$$

$$\Delta \dot{\varepsilon} = \frac{1}{T_R} [-\varepsilon - K_R \cdot \Delta V_T] \quad (2.28)$$

sendo

$$f(\sigma, e) = B \cdot V \cdot [(e + E^0) \cdot \text{sen}(\sigma + \delta^0) - E^0 \cdot \text{sen} \delta^0] \quad (2.29)$$

$$g(\sigma) = B \cdot V \cdot [-\text{cos}(\sigma + \delta^0) + \text{cos} \delta^0] \quad (2.30)$$

com

$$B = (X_e + X_d')^{-1} \quad (2.31)$$

As equações (2.25) a (2.27) concordam com o modelo do sistema já encontrado na literatura e representam o chamado modelo de 1½ eixo ([4]). As não linearidades do sistema são mantidas nas equações (2.29) e (2.30). Voltando à equação (2.28) do RAT nota-se o termo em  $\Delta V_T$  ainda não explicitado. A utilização direta de (2.14) torna-se inviável devido às não linearidades presentes no sistema abordado, fazendo-se necessário, assim, que  $V_T$  seja reescrita.

Considere as componentes da tensão terminal de eixo direto e de eixo em quadratura dadas como segue:

$$v_d = X_q i_q = \frac{X_q}{X_e + X_d} V \text{sen} \delta \quad (2.32)$$

e

$$v_q = E_q' - X_d' i_d = B X_e E' + B X_d' V \text{cos} \delta \quad (2.33)$$

De (2.14),  $\Delta V_T$  pode ser aproximado por:

$$\Delta V_T \cong \left. \frac{\partial V_T}{\partial v_d} \right|_0 \cdot \Delta v_d + \left. \frac{\partial V_T}{\partial v_q} \right|_0 \cdot \Delta v_q \quad (2.34)$$

e calculando-se as derivadas:

$$\Delta V_T \cong \frac{v_d^0}{V_T^0} \cdot \Delta v_d + \frac{v_q^0}{V_T^0} \cdot \Delta v_q \quad (2.35)$$

Utilizando (2.32) tem-se que:

$$\Delta v_d = X_q \cdot \frac{(X_e + X_d')}{X_e + X_d} \cdot BV[\text{sen}(\sigma + \delta^0) - \text{sen} \delta^0] \quad (2.36)$$

admitindo-se que  $e = E' - E^0 \ll E^0$ , vem:

$$\Delta v_d \cong \frac{X_q}{E^0} \cdot \frac{(X_e + X_d')}{X_e + X_d} \cdot f(\sigma, e) \quad (2.37)$$

De (2.33) tem-se que:

$$\Delta v_q = B \cdot X_e \cdot e - X_d' \cdot g(\sigma) \quad (2.38)$$

e portanto

$$\Delta V_T \cong \frac{X_q}{E^0} \cdot \frac{(X_e + X_d')}{X_e + X_d} \cdot \frac{v_d^0}{V_T^0} \cdot f(\sigma, e) + B \cdot X_e \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \cdot e - X_d' \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \cdot g(\sigma) \quad (2.39)$$

Faz-se então uma simplificação adicional para eliminar o termo em  $g(\sigma)$  ([4]).

Assim, tem-se:

$$\Delta V_T \cong K_e \cdot e + K_f \cdot f(\sigma, e) \quad (2.40)$$

Procura-se, nesta expressão, associar as variações de  $V_T$  às variações da tensão interna (de eixo em quadratura), o que é natural, uma vez que  $V_T$  depende diretamente desta tensão e às flutuações da potência ativa fornecida pela máquina (de eixo direto), o que parece razoável. Com o objetivo de conservar, pelo menos em uma vizinhança do ponto de equilíbrio, as características de amortecimento do sistema, determinam-se os coeficientes de (2.40), assim([4]):

$$K_e = X_e \cdot B \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \quad (2.41)$$

e

$$K_f = \frac{K_5}{E^0 \cdot B \cdot V \cdot \cos \delta^0} \quad (2.42)$$

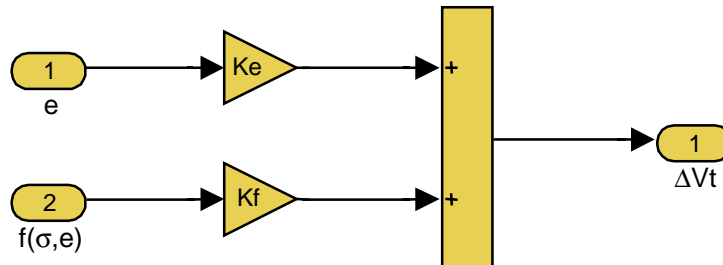
sendo  $K_5$  o parâmetro bem conhecido do modelo de Heffron-Philips ([1],[13]):

$$K_5 = \frac{X_q}{X_e + X_d} \cdot V \cdot \cos \delta^0 \cdot \frac{v_d^0}{V_T^0} - \frac{X_d'}{X_e + X_d'} \cdot V \cdot \sin \delta^0 \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \quad (2.43)$$

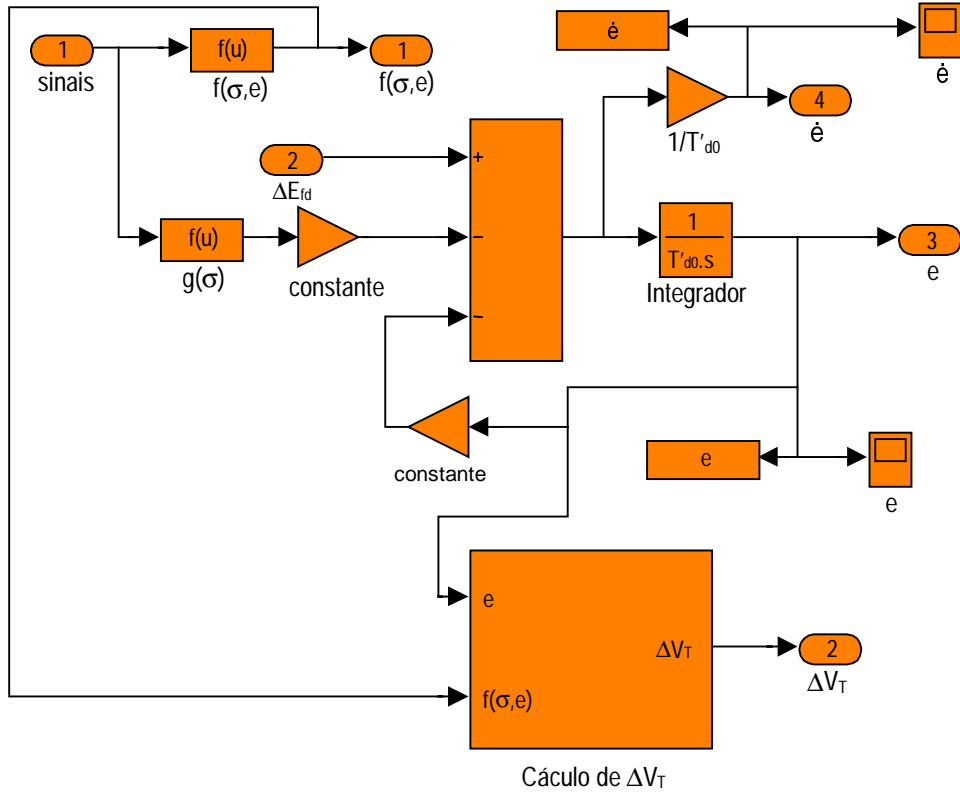
e

$$B = (X_e + X_d')^{-1} \quad (2.44)$$

A equação (2.40), obtida para representar as variações da tensão terminal da máquina síncrona ( $\Delta V_T$ ), é apresentada em forma de diagrama de blocos na Figura 2.6. Na Figura 2.7 tem-se o diagrama de blocos que representa as equações não-lineares ((2.29) e (2.30)) do sistema e também a equação de decaimento de fluxo. Note-se neste diagrama a presença do bloco Cálculo de  $\Delta V_T$ , que é exatamente o diagrama de blocos da Figura 2.6. Isso acontece porque todos os diagramas de blocos aqui apresentados, bem como os que serão apresentados adiante, estão integrados na forma de subsistemas à um sistema principal que será apresentado adiante.



**Figura 2.6** – Diagrama de blocos de  $\Delta V_T$ .



**Figura 2.7** – Diagrama de blocos das equações não-lineares e de decaimento de fluxo.

Dessa forma, agrupando os resultados apresentados em uma forma conveniente, o modelo do sistema MBI incluindo os efeitos de decaimento de fluxo e do RAT é dado por:

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{\omega} \\ \Delta \dot{\delta} \\ \Delta \dot{e} \\ \Delta \dot{\varepsilon} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{T'_{d0}} \left( \frac{X_e + X_d}{X_e + X'_d} \right) & \frac{1}{T'_{d0}} \\ 0 & -\frac{K_R \cdot K_f}{T_R} & -\frac{K_R \cdot K_e}{T_R} & -\frac{1}{T_R} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \omega \\ \Delta \delta \\ e \\ \varepsilon \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & -[(X_d - X'_d)/T'_{d0}] \cdot g(\sigma) & 0 \end{bmatrix}^T \quad (2.45)$$

### **2.3 – Sistemas Flexíveis de Transmissão em Corrente Alternada (“Flexible AC Transmission Systems-FACTS”)**

O conceito de sistemas com fluxos de potência controláveis, ou “Flexible AC Transmission Systems” (FACTS), tem recebido muita atenção recentemente, resultando na concepção de vários novos dispositivos para o controle dos fluxos nas redes de energia elétrica. Estes dispositivos são pesquisados com dois objetivos principais:

- Aumentar a capacidade de transmissão de potência das redes;
- Controlar diretamente o fluxo de potência em rotas específicas de transmissão.

O fluxo de potência numa rede de transmissão está limitado por uma combinação dos seguintes fatores ([22]):

- Estabilidade;
- Fluxos paralelos ou fluxos de malha;
- Limites de tensão;
- Limites térmicos de linhas ou equipamentos.

Dispositivos FACTS (principalmente os dispositivos série) são aplicáveis, de forma mais direta, às restrições de transmissão de potência relacionadas com problemas de estabilidade. Com este objetivo, têm sido testados, por exemplo, compensadores série controlados a tiristor (TCSC), compensadores em derivação (SVC) e amortecedores de ressonâncias sub-síncronas ([22]).

A estabilidade dos sistemas de potência passou a ter mais graus de liberdade com a utilização dos equipamentos FACTS. Nos estudos de estabilidade transitória, ou seja, frente a grandes perturbações, estes equipamentos podem propiciar o aumento do limite de transferência de grandes blocos de energia como, por exemplo, com o chaveamento de grandes capacitâncias série em determinadas linhas de transmissão.

Os equipamentos FACTS também são de grande valia nos estudos de estabilidade dinâmica (frente a pequenas perturbações). Neste caso, por exemplo, o

amortecimento das oscilações do sistema pode ser aumentado através do chaveamento de pequenas capacitâncias em série com as linhas de transmissão.

O uso destes dispositivos FACTS deve ser cuidadosamente estudado do ponto de vista de controle. Devemos tirar vantagem do grau de flexibilidade que os sistemas FACTS nos permitem, e não deixar que o aumento da complexidade desses novos sistemas venha degradar a operação hoje existente. Para isso, os conceitos de controle robusto e coordenado devem ser levados em consideração ([22]).

### **2.3.1 - Compensador Série Controlado (“Controlled Series Compensator” (CSC))**

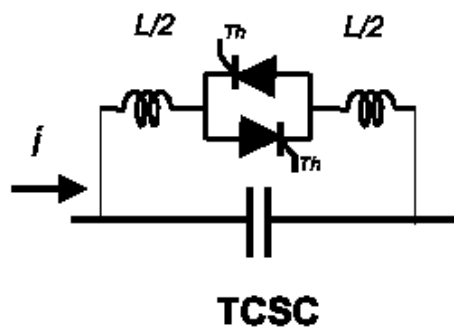
O principal intuito da compensação série é diminuir a reatância efetiva total da linha de transmissão por meio da conexão série de capacitores. Em uma visão simples, a reatância do capacitor conectado em série com a linha de transmissão cancela uma porção da reatância da linha e, portanto, a reatância efetiva da linha de transmissão é reduzida, como se a linha de transmissão tivesse sido encurtada. Esta redução da reatância efetiva da linha aumenta a capacidade de transmissão de potência do sistema e reduz o ângulo de transmissão para um determinado nível de transferência de potência. Por outro lado, a redução da reatância da linha de transmissão faz com que a absorção de potência reativa seja menor, fazendo-se necessário em alguns casos o uso de compensação indutiva em derivação (shunt). Além de reduzir a reatância da linha, a compensação série também pode ser usada para([14]):

- Aumentar a transferência de potência em linhas de qualquer comprimento. Algumas vezes a compensação série é usada para aumentar a carga em uma de duas ou mais linhas de transmissão paralelas, especialmente quando há linhas de alta tensão juntamente com linhas de baixa tensão no mesmo sistema.
- Permitir a transmissão estável de potência em distâncias maiores do que é possível com sistemas sem compensação.

Segundo ([14]), um limite prático para o grau de compensação série é da ordem de 80%. Uma compensação de 100% faz com que a reatância efetiva da linha de transmissão seja nula e, dessa forma, pequenas perturbações no eixo da máquina farão com que haja um fluxo de corrente de grande amplitude. Além disso, o circuito poderá tornar-se ressonante na frequência fundamental, o que dificultará o controle de transitórios de tensão e corrente durante distúrbios.

A reatância do capacitor é determinada pelas características desejadas para a transferência de potência em regime permanente e regime transitório, bem como pela localização do capacitor na linha de transmissão. A localização do capacitor, por sua vez, é determinada por fatores econômicos e pela severidade das correntes de curto-circuito (as quais dependem da localização do capacitor)([14]).

A Figura 2.8 mostra o diagrama unifilar do Compensador Série Controlado à Tiristor (TCSC).



**Figura 2.8** – Diagrama unifilar do TCSC.

O valor da reatância capacitiva inserida no sistema pelo TCSC é determinada pelo controle das reatâncias indutivas através do adequado chaveamento do banco de tiristores.



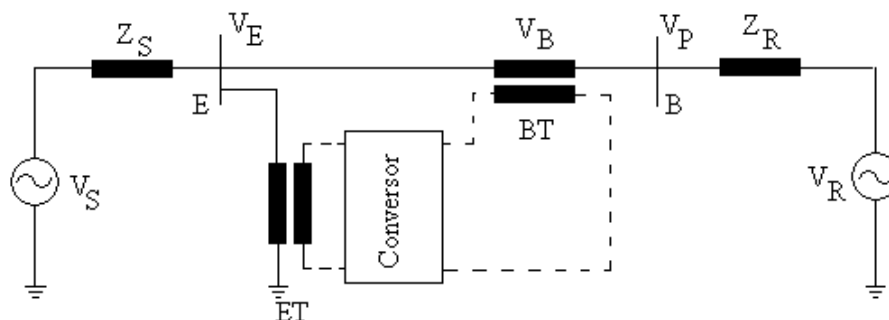
### 2.3.2 – Defasador (“Phase Shifter” (PS))

Em sistemas de potência ocasionalmente ocorre que o ângulo necessário para o uso ótimo de uma linha de transmissão é incompatível com o ângulo de operação do sistema de transmissão. Tais casos ocorrem quando a potência entre duas barras é transmitida através de linhas paralelas de comprimento elétrico diferente ou quando o ângulo entre as duas barras não é suficiente para estabelecer o fluxo de potência desejado. Nestes casos, um defasador (PS) é frequentemente utilizado.

As aplicações convencionais de um PS são para regulação de tensão e regulação do fluxo de potência em regime permanente. No entanto, a disponibilidade de tiristores de potência e de conversores para a implementação de PS tem levado à utilização destes dispositivos em outras situações além daquelas para a qual eles foram originalmente desenvolvidos. Além de regulação de tensão e de fluxo de potência em regime permanente, os defasadores controlados a semicondutores podem ser usados também para ([18]):

- Melhoria da qualidade de energia;
- Controle dinâmico da tensão;
- Eliminação de pequenas oscilações; e
- Melhoria da estabilidade transitória.

A Figura 2.9 mostra o diagrama unifilar do PS ([18]).

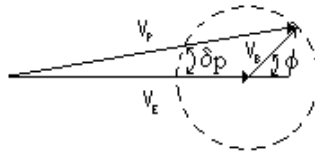


**Figura 2.9** – Diagrama unifilar do Defasador (PS).

O PS é instalado em uma linha de transmissão entre as barras E e B. O sistema de energia elétrica externo ao PS é representado pelas fontes de tensão  $V_S$  e  $V_R$  e pelas suas respectivas impedâncias  $Z_S$  e  $Z_R$ . O PS é constituído de ([18]):

- Transformador excitador (Exciting Transformer-ET);
- Transformador injetor (Boosting Transformer-BT); e
- Circuito conversor

O transformador excitador fornece a tensão de entrada para o PS e o transformador injetor é responsável pela injeção de uma tensão controlada em série com o sistema. A magnitude e o ângulo da tensão injetada no sistema é controlada pelo conversor. O diagrama fasorial da Figura 2.10 mostra que, dependendo da magnitude ou do ângulo da tensão injetada  $V_B$ , a magnitude ou o ângulo da tensão do sistema ( $V_P$ ) mudará. O círculo no diagrama mostra a região onde as tensões  $V_B$  e  $V_P$  podem estar ([18]).



**Figura 2.10** – Diagrama fasorial do PS.

### 2.3.3 – Compensador Estático de Reativos (“Static Var Compensator” (SVC))

O compensador estático de reativos (SVC) gera ou absorve potência reativa da rede no ponto de conexão. Antes de surgir o SVC por volta de 1960, este tipo de compensação era feita pelos compensadores síncronos, que eram capazes de gerar ou absorver somente potência reativa, tendo suas perdas de potência ativa supridas pela própria rede.

Um SVC típico é composto de capacitores chaveados a tiristor (TSC) em conjunto com reatores controlados a tiristor (TCR). A Figura 2.11 mostra o diagrama unifilar do SVC típico. Com um controle adequado no chaveamento dos capacitores e no controle dos reatores, a saída reativa pode ser continuamente variada entre valores indutivos e capacitivos dentro da faixa de operação do SVC.

O SVC é normalmente operado para regular a tensão da linha de transmissão no ponto onde o mesmo é conectado. Na Figura 2.12 é mostrada a característica V-I do SVC.

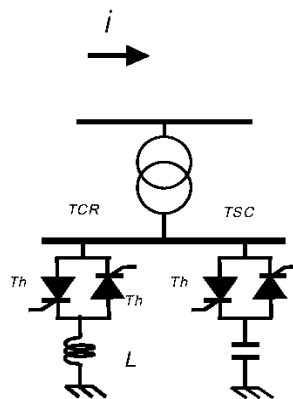


Figura 2.11 – Diagrama unifilar do SVC

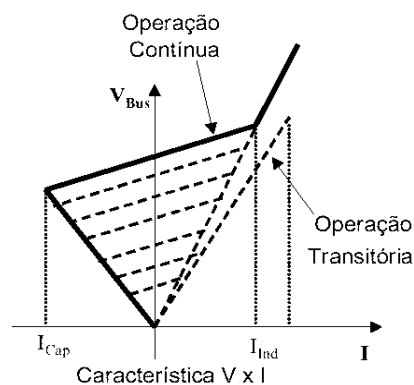


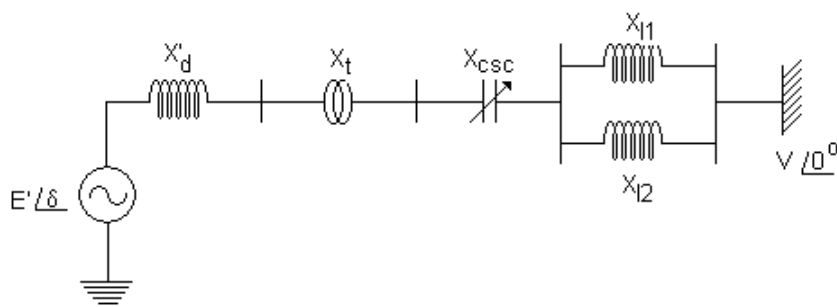
Figura 2.12 – Característica V-I do SVC

Além do controle de tensão, os SVCs são também empregados para melhoria da estabilidade transitória (primeira oscilação) e da estabilidade dinâmica (amortecimento).

Se o equipamento é instalado no meio da linha de transmissão e atua de tal forma que a tensão seja mantida constante em todo os níveis de fluxo de potência, então a linha é efetivamente dividida em duas partes iguais (reatância  $X/2$ ). Nesta situação a presença do SVC dobra o valor limite de potência estável do sistema. O ângulo total da linha de transmissão é maior para este valor de potência, no entanto, como a magnitude da tensão é mantida constante dinamicamente, a estabilidade síncrona é mantida mesmo para ângulos superiores a  $\pi/2$ . Deste modo os limites de tensão, limites de colapso de tensão e limites de estabilidade da linha são melhorados ([18]).

#### **2.4 – Modelo do Sistema MBI com Compensador Série Controlado (CSC)**

Nesta seção desenvolve-se a modelagem do sistema MBI com a presença do CSC. Há estudos inserindo o Compensador Série Controlado (CSC) no modelo de Heffron-Phillips ([13], [20]), que é uma linearização do sistema real. Estuda-se aqui uma modelagem do SEE ([19],[7] e [3]) preservando as não linearidades para uso em análises dinâmica e transitória. Com este objetivo, analisa-se a variação da potência elétrica ( $\Delta P_e$ ) com relação ao ângulo de carga  $\delta$  e com relação a variação da reatância  $X_{csc}$  do compensador série. O sistema tratado é apresentado em diagrama unifilar na Figura 2.13, onde se representa a presença do CSC com a inserção da reatância  $X_{csc}$ . O equacionamento da máquina síncrona e dos dispositivos de controle é apresentado na seqüência ([5], [15]).



**Figura 2.13** – Sistema MBI com a presença do compensador série controlado (CSC).

A máquina síncrona é descrita pelo chamado modelo 1½ eixo:

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega \quad (2.46)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{M} (-D \cdot \omega + P_m - P_e) \quad (2.47)$$

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T_{d0}} [E_{fd} - E'_q - (X_d - X'_d)i_d] \quad (2.48)$$

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{T_R} [-\varepsilon - K_R \cdot \Delta V_T] \quad (2.49)$$

sendo as variáveis do sistemas:

- $X_{l1}$  e  $X_{l2}$  - reatâncias da linha de transmissão;
- $X'_d$  - reatância transitória de eixo direto;
- $X_t$  - reatância do transformador;
- $X_{csc}$  - reatância do compensador série controlado;
- $E'$  - tensão interna da máquina síncrona;
- $V$  - tensão da barra infinita;
- $\delta$  [rad] - defasamento angular do eixo da máquina síncrona em relação à barra infinita;
- $\omega$  [rad/s] - velocidade angular do eixo da máquina;
- $P_m$  - potência mecânica aplicada no eixo da máquina (constante);
- $M$  [s<sup>2</sup>] - constante de inércia;
- $D$  [s] - constante de amortecimento.
- $X_e$  - reatância “externa” definida como a soma das reatâncias do transformador e da linha de transmissão ( $X_t + X_l$ )

sendo todas as reatâncias, potências e tensões dadas em [pu].

A Figura 2.14 mostra o diagrama fasorial do sistema MBI incluindo-se o compensador série controlado (CSC).

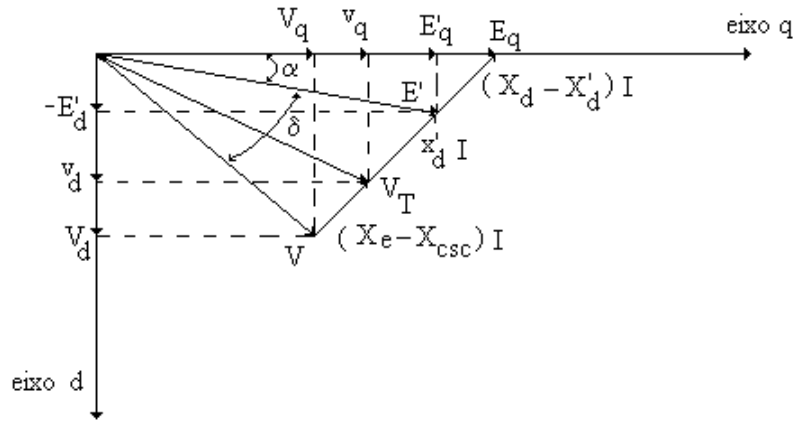


Figura 2.14 – Diagrama fasorial do sistema MBI com CSC.

A potência elétrica é dada por:

$$P_e = \frac{E'V}{X_e + X'_d - X_{csc}} \cdot \text{sen } \delta \quad (2.50)$$

sendo:

$$X_{csc} = x_{csc} + X_{csc}^0 \quad (2.51)$$

a reatância total do CSC, a qual é composta por uma parcela equivalente ao ponto de equilíbrio ( $X_{csc}^0$ ) e uma equivalente à variação em torno deste ponto ( $x_{csc}$ ).

A componente de eixo em quadratura da tensão da barra infinita (V) é dada por:

$$V_q = V \cos(\delta + \alpha) = E'_q - (X_e - X_{csc} + X'_d) \cdot i_d \quad (2.52)$$

Se  $\alpha$  for considerado constante e pequeno ([16]), tem-se:

$$E'_q \cong E' \quad \text{e} \quad V_q \cong V \cos \delta \quad (2.53)$$

Dessa forma, de (2.52) e (2.53) vem

$$i_d = \frac{E' - V \cos \delta}{X_e - X_{csc} + X'_d} \quad (2.54)$$

Para fins de análise mais detalhada da influência do CSC no sistema, fez-se uma modelagem na qual considerou-se apenas o seu comportamento estático (valor de equilíbrio da reatância -  $X_{csc}^0$ ) e outra na qual considerou-se o seu comportamento dinâmico ( $X_{csc}$ ). Primeiramente apresenta-se a modelagem considerando a atuação estática do CSC.

#### 2.4.1 - Modelagem estática do CSC

Substituindo (2.50) e (2.54) em (2.47) e (2.48) respectivamente, tem-se:

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega \quad (2.55)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{M} \left( -D \cdot \omega + P_m - \frac{E'V}{X_e - X_{csc}^0 + X_d'} \cdot \text{sen } \delta \right) \quad (2.56)$$

$$\frac{dE'}{dt} = \frac{1}{T_{d0}'} \left[ E_{fd} - \frac{X_e - X_{csc}^0 + X_d'}{X_e - X_{csc}^0 + X_d'} \cdot E' + \frac{X_d - X_d'}{X_e - X_{csc}^0 + X_d'} \cdot V \cdot \cos \delta \right] \quad (2.57)$$

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{T_R} [-\varepsilon - K_R \cdot \Delta V_T] \quad (2.58)$$

Considerando o ponto de equilíbrio estável  $[\delta \ \omega \ E' \ E_{fd}]^T = [\delta^0 \ 0 \ E'^0 \ E_{fd}^0]^T$  suposto existente, o sistema pode ser escrito em termos das variáveis  $[\sigma \ \omega \ e \ \varepsilon]^T = [\delta - \delta^0 \ \omega - E'^0 \ E_{fd} - E_{fd}^0]^T$  em torno deste ponto como

$$\Delta \dot{\delta} = \Delta \omega \quad (2.59)$$

$$\Delta \dot{\omega} = \frac{1}{M} [-D \cdot \Delta \omega - f_1(\sigma, e)] \quad (2.60)$$

$$\Delta \dot{e} = \frac{1}{T_{d0}'} \left[ \varepsilon - \left( \frac{X_e - X_{csc}^0 + X_d'}{X_e - X_{csc}^0 + X_d'} \right) \cdot e - (X_d - X_d') \cdot g_1(\sigma) \right] \quad (2.61)$$

$$\Delta \dot{\varepsilon} = \frac{1}{T_R} [-\varepsilon - K_R \cdot \Delta V_T] \quad (2.62)$$

sendo as equações não-lineares:

$$f_1(\sigma, e) = B_{csc}^0 \cdot V \cdot [(e + E^0) \cdot \text{sen}(\sigma + \delta^0) - E^0 \cdot \text{sen} \delta^0] \quad (2.63)$$

$$g_1(\sigma) = B_{csc}^0 \cdot V \cdot [-\cos(\sigma + \delta^0) + \cos \delta^0] \quad (2.64)$$

com a susceptância de equilíbrio definida por

$$B_{csc}^0 = (X_e - X_{csc}^0 + X_d')^{-1} \quad (2.65)$$

Tem-se agora a necessidade de explicitar o termo  $\Delta V_T$  da equação (2.62) considerando a presença estática do CSC. As componentes de eixo direto e eixo em quadratura da tensão terminal são dadas respectivamente por:

$$v_d = X_q i_q = \frac{X_q}{X_e + X_d - X_{csc}^0} V \text{sen} \delta \quad (2.66)$$

e

$$v_q = E_q' - X_d' i_d = B_{csc}^0 (X_e - X_{csc}^0) E' + B_{csc}^0 X_d' V \cos \delta \quad (2.67)$$

Aproximando  $\Delta V_T$  por (2.34) e calculando as derivadas tem-se:

$$\Delta V_T \cong \frac{v_d^0}{V_T^0} \cdot \Delta v_d + \frac{v_q^0}{V_T^0} \cdot \Delta v_q \quad (2.68)$$

Considerando (2.66), tem-se que:

$$\Delta v_d = X_q \cdot \frac{(X_e - X_{csc}^0 + X_d')}{X_e - X_{csc}^0 + X_d} \cdot B_{csc}^0 V [\text{sen}(\sigma + \delta^0) - \text{sen} \delta^0] \quad (2.69)$$

admitindo  $e = E' - E^0 \ll E^0$ , vem:

$$\Delta v_d \cong \frac{X_q}{E^0} \cdot \frac{(X_e - X_{csc}^0 + X_d')}{X_e + X_d - X_{csc}^0} \cdot f_1(\sigma, e) \quad (2.70)$$

Por outro lado, de (2.67) tem-se que:

$$\Delta v_q = B_{csc}^0 \cdot (X_e - X_{csc}^0) \cdot e - X_d' \cdot g_1(\sigma) \quad (2.71)$$



e, portanto,

$$\Delta V_T \cong \frac{X_q}{E^0} \cdot \frac{(X_e - X_{csc}^0 + X_d')}{X_e - X_{csc}^0 + X_d} \cdot \frac{v_d^0}{V_T^0} \cdot f_1(\sigma, e) + B_{csc}^0 \cdot (X_e - X_{csc}^0) \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \cdot e - X_d' \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \cdot g_1(\sigma) \quad (2.72)$$

Fazendo-se então uma simplificação adicional para eliminar o termo em  $g_1(\sigma)$ , vem:

$$\Delta V_T \cong K_e \cdot e + K_f \cdot f_1(\sigma, e) \quad (2.73)$$

sendo

$$K_e = (X_e - X_{csc}^0) \cdot B_{csc}^0 \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \quad (2.74)$$

$$K_f = \frac{K_5'}{E^0 \cdot B_{csc}^0 \cdot V \cdot \cos \delta^0} \quad (2.75)$$

Desenvolvendo o equacionamento do parâmetro  $K_5'$  na equação (2.75), pode-se dizer que o mesmo é equivalente ao parâmetro  $K_5$  do modelo de Heffron-Philips ([1],[13]) considerando-se adequadamente a influência do CSC. Dessa forma, tem-se:

$$K_5' = \frac{X_q}{X_e + X_d - X_{csc}^0} \cdot V \cdot \cos \delta^0 \cdot \frac{v_d^0}{V_T^0} - \frac{X_d'}{X_e - X_{csc}^0 + X_d'} \cdot V \cdot \sin \delta^0 \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \quad (2.76)$$

O equacionamento obtido para representar as variações da tensão terminal ( $\Delta V_T$ ) da máquina síncrona (equação (2.73)) é colocado na forma de diagrama de blocos e apresentado na Figura 2.15. Pode-se notar nesse diagrama a presença de um terceiro sinal e de uma chave seletora. Isso ocorre porque este bloco também pode ser utilizado para representar  $\Delta V_T$  na atuação dinâmica do CSC, bastando para isso selecionar o sinal de entrada adequadamente através da chave seletora. Na Figura 2.16 tem-se o diagrama de blocos que representa as equações não-lineares ((2.63) e (2.64)) do sistema, que será visto adiante serem idênticas para a atuação dinâmica, e também a equação de decaimento de fluxo, a qual pode ser convenientemente selecionada (de acordo com o tipo de atuação do CSC) através da chave seletora.

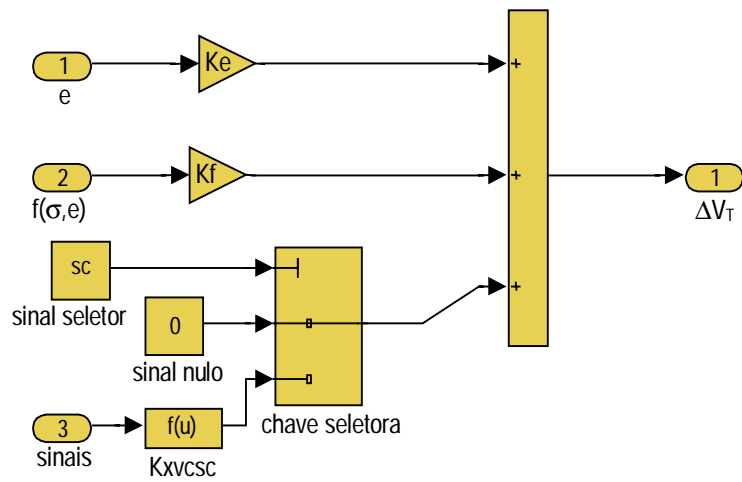


Figura 2.15 – Diagrama de blocos de  $\Delta V_T$  para o sistema com o CSC.

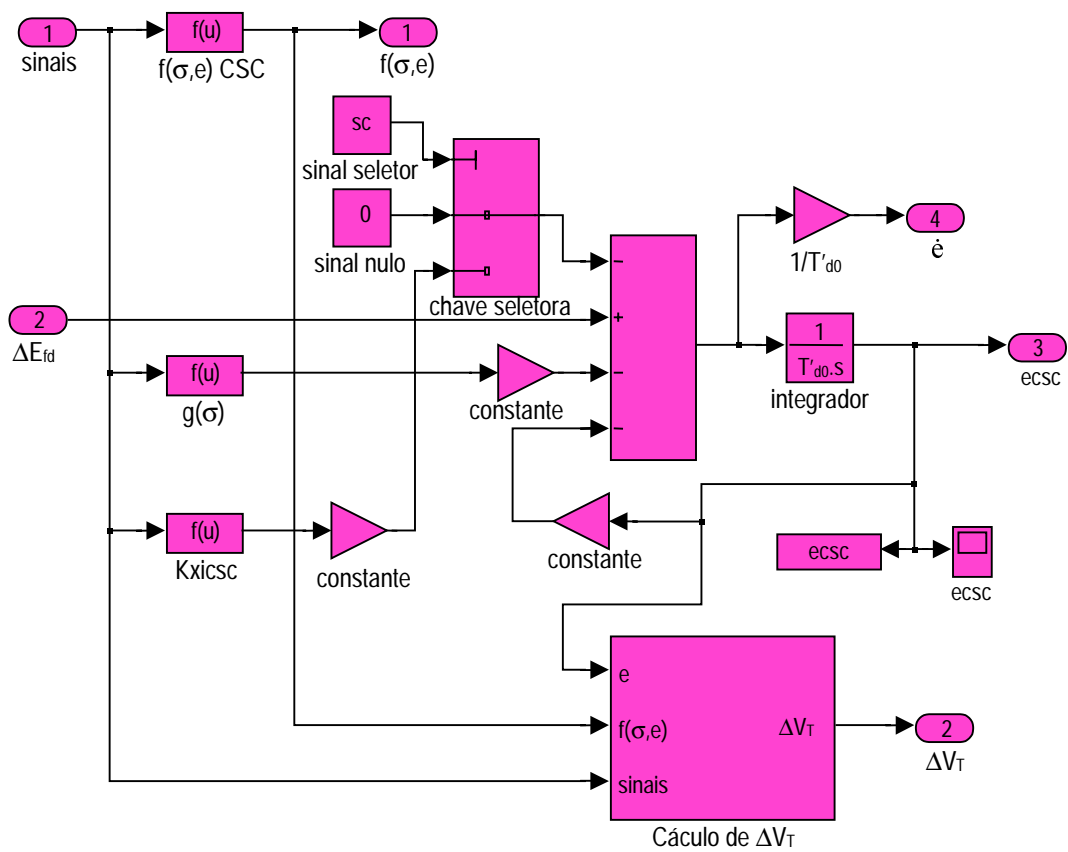


Figura 2.16 – Diagrama de blocos das equações não-lineares e de decaimento de fluxo para o sistema com o CSC.

Colocando-se o equacionamento apresentado em uma forma matricial conveniente, tem-se que o modelo do sistema MBI com a presença estática do CSC (comportando-se como um capacitor fixo em série com a linha de transmissão (LT)) é dado por:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{e} \\ \Delta\dot{\varepsilon} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{T'_{d0}} \left( \frac{X_e - X_{csc}^0 + X_d}{X_e - X_{csc}^0 + X_d} \right) & \frac{1}{T'_{d0}} \\ 0 & -\frac{K_R \cdot K_f}{T_R} & -\frac{K_R \cdot K_e}{T_R} & -\frac{1}{T_R} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ e \\ \varepsilon \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & -[(X_d - X'_d)/T'_{d0}] \cdot g_1(\sigma) & 0 \end{bmatrix}^T \quad (2.77)$$

#### 2.4.2 – Modelagem Dinâmica do CSC

Considera-se agora a atuação dinâmica do CSC sobre o sistema MBI, ou seja, equaciona-se o sistema considerando a variação da reatância  $X_{csc}$  em torno do valor de equilíbrio  $X_{csc}^0$ .

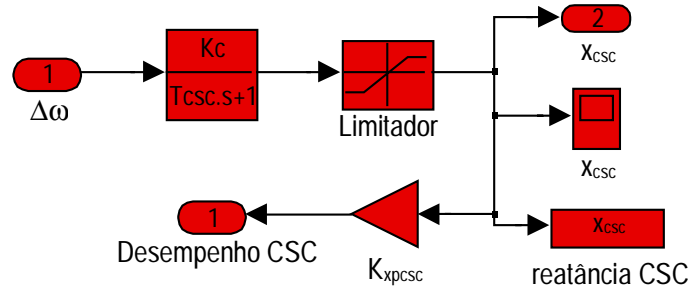
O desempenho do compensador série controlado (CSC) é descrito por ([5]):

$$\Delta X_{CSC}(s) = \frac{K_C}{1 + sT_{CSC}} \Delta\omega(s) \quad (2.78)$$

em termos de variáveis de estado tem-se:

$$\dot{x}_{CSC} = \frac{1}{T_{CSC}} [-x_{CSC} + K_C \cdot \omega] \quad (2.79)$$

O diagrama de blocos do CSC é apresentado na Figura 2.17. Devido à possibilidade de ocorrer ressonância entre a indutância da LT e a capacitância do CSC, como será mostrado nesta seção, emprega-se um bloco limitador na saída do CSC de modo a manter sua reatância dentro de valores permitidos para a operação do sistema.



**Figura 2.17** – Diagrama de blocos do compensador série controlado.

Assim, considerando-se a equação do desempenho do CSC (2.79) tem-se um sistema de 5ª ordem que apresenta as seguintes equações:

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega \quad (2.80)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{M} (-D \cdot \omega + P_m - P_e) \quad (2.81)$$

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T_{d0}} [E_{fd} - E'_q - (X_d - X'_d)i_d] \quad (2.82)$$

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{T_R} [-\varepsilon - K_R \cdot \Delta V_T] \quad (2.83)$$

$$\frac{dx_{csc}}{dt} = \frac{1}{T_{CSC}} [-x_{CSC} + K_C \cdot \omega] \quad (2.84)$$

A potência elétrica, assim como na atuação estática do CSC, é dada pela equação (2.50).

Admitindo-se uma linearização da susceptância tem-se:

$$B' \cong B_{csc}^0 + \left. \frac{\partial B'}{\partial X_{csc}} \right|_{X^0} \cdot \Delta X_{csc} \quad (2.85)$$

sendo  $B'$  o valor da susceptância consideradas as variações da reatância  $X_{csc}$  e  $B_{csc}^0$  o valor da susceptância correspondente ao valor de equilíbrio.  $X^0$  corresponde ao ponto de equilíbrio do sistema.

Considerando o ponto de equilíbrio estável  $[\delta^0 \ \omega^0 \ E^0 \ E_{fd}^0 \ X_{csc}^0]^T$  suposto existente, o sistema pode ser escrito em termos das variáveis  $[\sigma \ \omega \ e \ \varepsilon \ X_{csc}]^T = [\delta - \delta^0 \ 0 \ E^0 - E^0 \ E_{fd} - E_{fd}^0 \ X_{csc} - X_{csc}^0]^T$  em torno deste ponto.

Em termos da variação da potência elétrica ( $P_e$ ) em torno do ponto de equilíbrio pode-se escrever:

$$\Delta P_e = P_e' - P_e^0 + \left. \frac{\partial P_e}{\partial X_{csc}} \right|_{X^0} \cdot \Delta X_{csc} = f_1(\sigma, e) + K_{xpcsc} \cdot \Delta X_{csc} \quad (2.86)$$

sendo  $P_e'$  a potência elétrica dependente apenas de  $(\sigma, e)$ ;

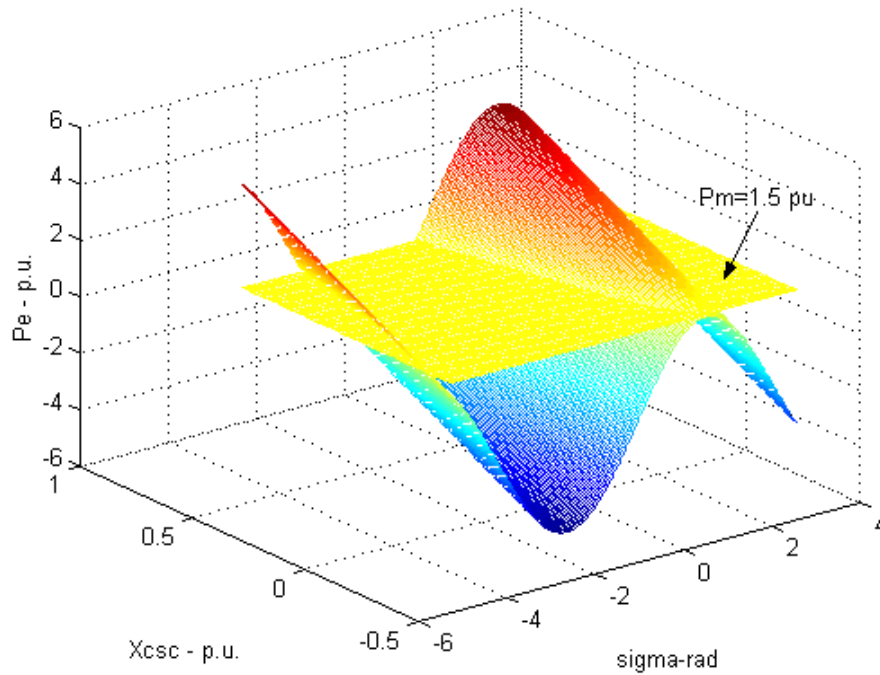
$$K_{xpcsc} = \left. \frac{\partial P_e}{\partial X_{csc}} \right|_{X^0} = B_{csc}^{0^2} E^0 V \sin \delta^0 \quad (2.87)$$

e

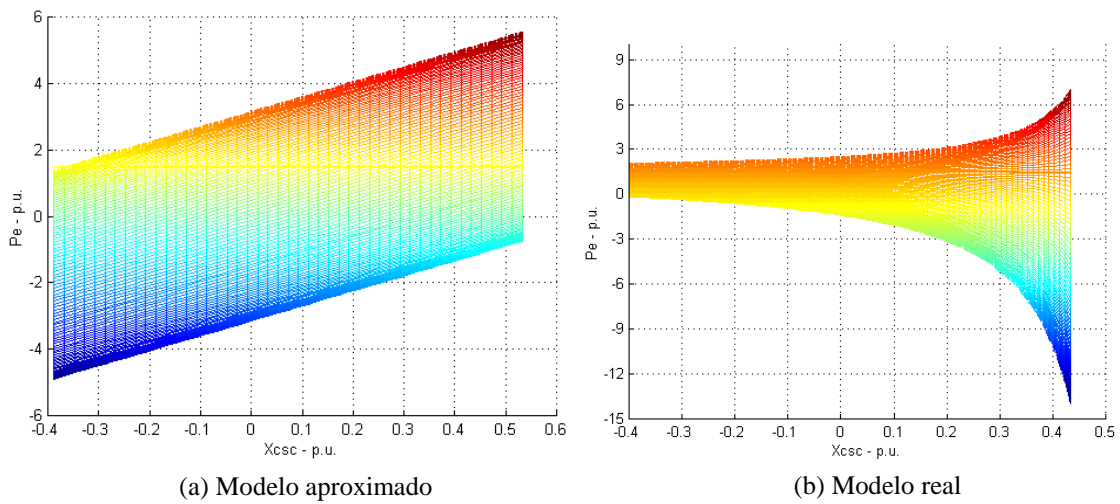
$$f_1(\sigma, e) = B_{csc}^0 V [(e + E^0) \sin(\sigma + \delta^0) - E^0 \sin \delta^0] \quad (2.88)$$

A equação (2.86) representa a variação do torque líquido no eixo da máquina, ficando a ação estática do CSC representada na primeira parcela (através da equação (2.88)) e a ação dinâmica do CSC representada de forma linear na segunda parcela.

A influência das variações de  $X_{csc}$  no desempenho do sistema pode ser verificada através do gráfico tridimensional de  $\Delta P_e = f_1(\sigma, e) + K_{xpcsc} \cdot \Delta X_{csc}$ . A tensão interna da máquina síncrona é mantida constante ( $e \equiv 0$ ) de forma a explicitar a variação de  $P_e$  com  $X_{csc}$ . A Figura 2.18 mostra o gráfico tridimensional de  $\Delta P_e$  enquanto que a Figura 2.19 ilustra  $\Delta P_e$  na direção do eixo  $X_{csc}$ , ressaltando dessa forma o efeito do CSC sobre a capacidade de transmissão de potência do sistema.



**Figura 2.18** – Gráfico de  $\Delta P_e$  em função da variação do ângulo de carga ( $\sigma$ ) e da reatância do CSC ( $\Delta X_{csc}$ ).

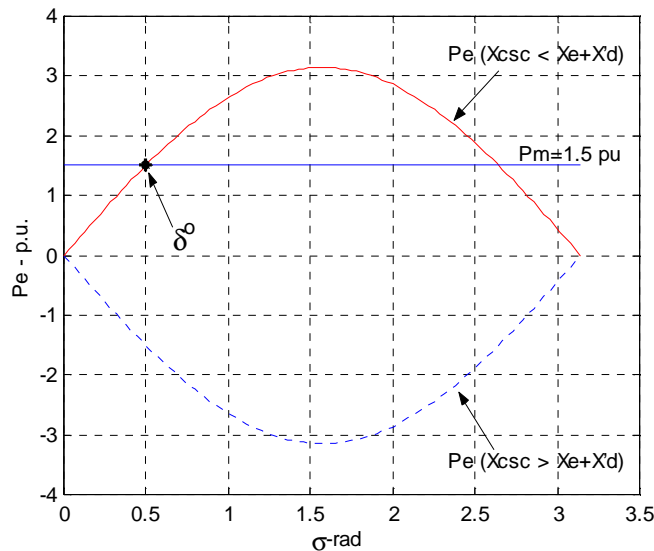


**Figura 2.19** – Gráfico de  $\Delta P_e$  em função da variação da reatância do CSC ( $\Delta X_{csc}$ ) para o modelo aproximado e o modelo real do sistema.

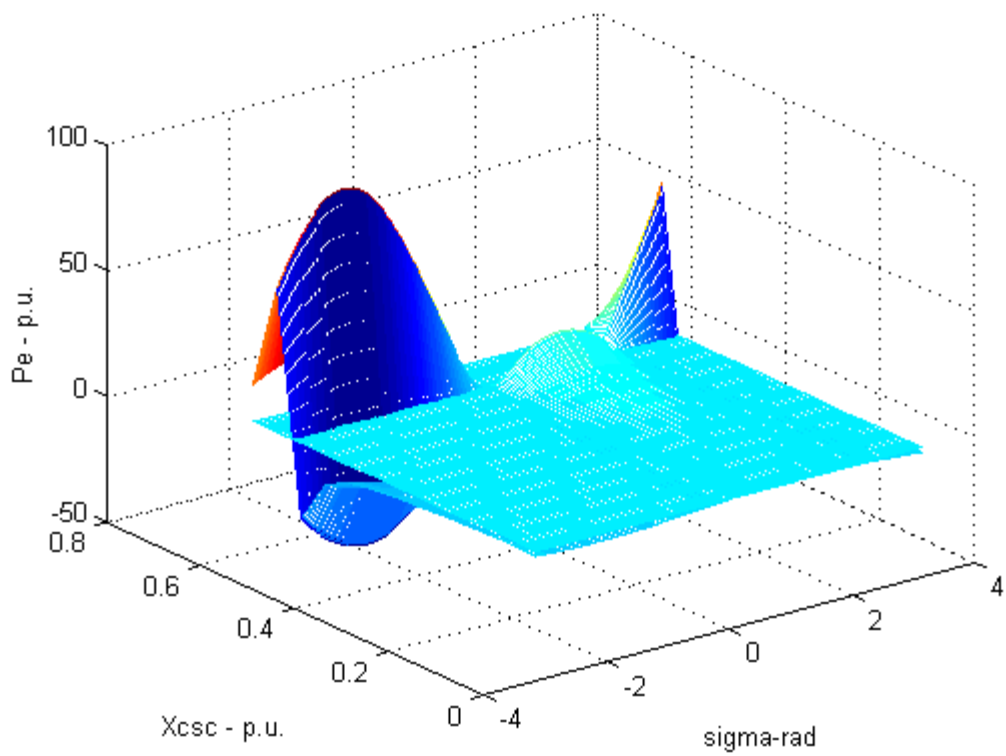
Da equação (2.65) observa-se que, para  $X_{csc} = X_e + X'_d$  têm-se uma singularidade que se traduz por uma ressonância do sistema físico. Isto faz com que o valor  $X_{csc} = X_e + X'_d$  seja proibitivo, uma vez que a ressonância inserida no sistema provoca correntes extremamente elevadas (equação (2.54)). Se ocorrer  $X_{csc} > X_e + X'_d$  a potência elétrica torna-se negativa, não havendo sequer a possibilidade de ponto de equilíbrio no 1º quadrante de  $\delta$  e impossibilitando a estabilização do sistema, como ilustra a Figura 2.20.

As Figuras 2.21 e 2.22 mostram o fenômeno da ressonância visto na representação tridimensional da potência.

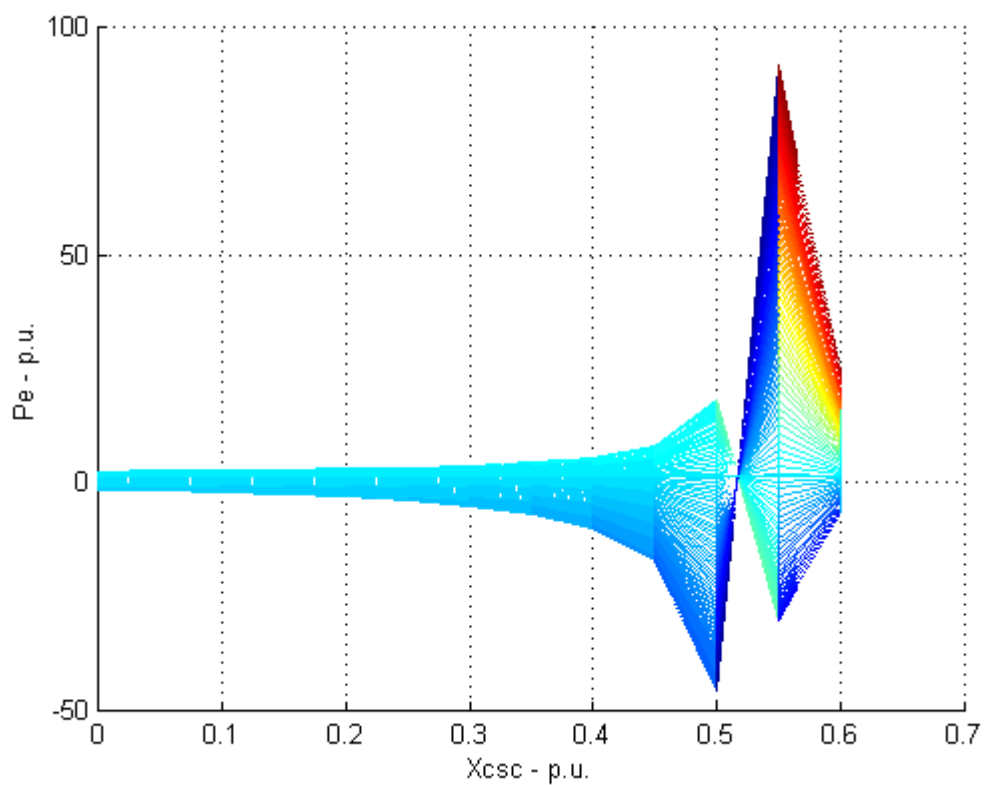
Deve-se ressaltar que os gráficos apresentados nas Figuras 2.18 e 2.19(a) referem-se ao modelo aproximado do sistema expresso por (2.86). Entretanto, em ([2]), fez-se uma análise no que diz respeito à validade dessa linearização, concluindo-se que o modelo apresenta desempenho bastante adequado na representação das variações de potência elétrica. Deve-se lembrar ainda que, devido ao problema de ressonância aqui exposto, cuidados especiais devem ser tomados com relação à reatância do CSC de modo a evitar que o sistema entre em colapso. Uma solução é limitar a variação da reatância do CSC ( $X_{csc}$ ), tal como foi feito em ([2]) e neste trabalho.



**Figura 2.20** – Efeito de  $X_{csc} > X_e + X'_d$  na potência elétrica do sistema.



**Figura 2.21** – Gráfico tridimensional da potência elétrica mostrando o efeito de ressonância causado pela reatância do CSC ( $X_{csc}$ ).



**Figura 2.22** – Efeito de ressonância do sistema visto de perfil.



Seguindo ([2]), de modo análogo à variação de  $P_e$ , pode-se equacionar a variação da corrente  $i_d$  como segue:

$$\Delta i_d = i_d - i_d^0 + \left. \frac{\partial i_d}{\partial X_{csc}} \right|_{X^0} \cdot \Delta X_{CSC} = B_{csc}^0 \cdot e + g_1(\sigma) + K_{xicsc} \cdot \Delta X_{CSC} \quad (2.89)$$

sendo

$$K_{xicsc} = \left. \frac{\partial i_d}{\partial X_{csc}} \right|_{X^0} = B_{csc}^{0^2} (E^0 - V \cos \delta^0) \quad (2.90)$$

e

$$g_1(\sigma) = B_{csc}^0 V [-\cos(\sigma + \delta^0) + \cos \delta^0] \quad (2.91)$$

Explicitando  $\Delta V_T$  na equação (2.83) com a presença do CSC no sistema tem-se:

$$\Delta V_T \cong \left. \frac{\partial V_T}{\partial v_d} \right|_0 \cdot \Delta v_d + \left. \frac{\partial V_T}{\partial v_q} \right|_0 \cdot \Delta v_q + \left. \frac{\partial V_T}{\partial X_{csc}} \right|_0 \cdot \Delta X_{csc} \quad (2.92)$$

e, calculando-se as derivadas:

$$\Delta V_T \cong \frac{v_d^0}{V_T^0} \cdot \Delta v_d + \frac{v_q^0}{V_T^0} \cdot \Delta v_q + \left[ \frac{X_q \cdot V \cdot \sin \delta^0}{(X_e + X_d - X_{csc}^0)^2} \cdot \frac{v_d^0}{V_T^0} - \frac{X_d' \cdot (E^0 - V \cdot \cos \delta^0)}{(X_e - X_{csc}^0 + X_d')^2} \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \right] \cdot \Delta X_{csc} \quad (2.93)$$

sendo

$$\Delta v_d = X_q \cdot \frac{(X_e - X_{csc}^0 + X_d')}{X_e + X_d - X_{csc}^0} \cdot B_{csc}^0 V [\sin(\sigma + \delta^0) - \sin \delta^0] \quad (2.94)$$

e

$$\Delta v_q = B_{csc}^0 \cdot (X_e - X_{csc}^0) \cdot e - X_d' \cdot g_1(\sigma) \quad (2.95)$$

admitindo que  $e = E' - E^0 \ll E^0$ , pode-se dizer que:

$$\Delta v_d \cong \frac{X_q}{E^0} \cdot \frac{(X_e - X_{csc}^0 + X_d')}{X_e + X_d - X_{csc}^0} \cdot f_1(\sigma, e) \quad (2.96)$$

e portanto

$$\begin{aligned} \Delta V_T \cong & \frac{X_q}{E^0} \cdot \frac{(X_e - X_{csc}^0 + X_d')}{X_e + X_d - X_{csc}^0} \cdot \frac{v_d^0}{V_T^0} \cdot f_1(\sigma, e) + B_{csc}^0 \cdot (X_e - X_{csc}^0) \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \cdot e - X_d' \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \cdot g_1(\sigma) \\ & + \left[ \frac{X_q \cdot V \cdot \text{sen } \delta^0}{(X_e + X_d - X_{csc}^0)^2} \cdot \frac{v_d^0}{V_T^0} - B_{csc}^0 \cdot X_d' \cdot (E^0 - V \cdot \cos \delta^0) \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \right] \cdot \Delta X_{csc} \end{aligned} \quad (2.97)$$

Desenvolvendo-se uma simplificação adicional para eliminar o termo em  $g_1(\sigma)$ , tem-se:

$$\Delta V_T \cong K_e \cdot e + K_f \cdot f_1(\sigma, e) + K_{xvcsc} \cdot \Delta X_{csc} \quad (2.98)$$

sendo

$$K_e = (X_e - X_{csc}^0) \cdot B_{csc}^0 \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \quad (2.99)$$

$$K_f = \frac{1}{E^0 \cdot B_{csc}^0 \cdot \cos \delta^0} \left[ \frac{X_q}{X_e + X_d - X_{csc}^0} \cdot \cos \delta^0 \cdot \frac{v_d^0}{V_T^0} - X_d' \cdot B_{csc}^0 \cdot \text{sen } \delta^0 \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \right] \quad (2.100)$$

$$K_{xvcsc} = \frac{X_q \cdot V \cdot \text{sen } \delta^0}{(X_e + X_d - X_{csc}^0)^2} \cdot \frac{v_d^0}{V_T^0} - \frac{X_d' \cdot (E^0 - V \cdot \cos \delta^0)}{(X_e - X_{csc}^0 + X_d')^2} \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \quad (2.101)$$

Os diagramas de blocos que representam o equacionamento de  $\Delta V_T$  e das equações de decaimento de fluxo são os mesmos apresentados nas Figuras 2.15 e 2.16 respectivamente. Como dito anteriormente, para que se obtenha o desempenho dinâmico destes blocos é necessário apenas selecionar o sinal adequado através da chave seletora contida nestes blocos. Note que a influência dinâmica do CSC sobre a potência elétrica é representada (calculada) dentro do diagrama de blocos do CSC apresentado na Figura 2.17.

Colocando as equações em uma forma matricial conveniente, tem-se o modelo do sistema MBI com a presença dinâmica do CSC descrito por:

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{\omega} \\ \Delta \dot{\delta} \\ \Delta \dot{e} \\ \Delta \dot{\epsilon} \\ \Delta \dot{X}_{csc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & 0 & -\frac{K_{xpcsc}}{M} \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{T_{d0}'} \cdot \eta_{11} & \frac{1}{T_{d0}'} & -\eta_2 \cdot K_{xicsc} \\ 0 & -\frac{K_R \cdot K_f}{T_R} & -\frac{K_R \cdot K_e}{T_R} & -\frac{1}{T_R} & -\frac{K_R \cdot K_{xvcsc}}{T_R} \\ \frac{K_c}{T_{csc}} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_{csc}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta \omega \\ f_1(\sigma, e) \\ e \\ \epsilon \\ \Delta X_{csc} \end{bmatrix} + [0 \ 0 \ -\eta_2 \cdot g_1(\sigma) \ 0 \ 0]^T \quad (2.102)$$

sendo

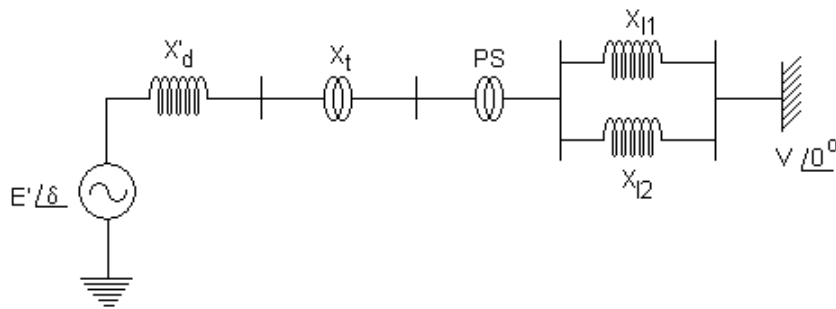
$$\eta_{11} = \left( \frac{X_e - X_{csc}^0 + X_d}{X_e - X_{csc}^0 + X_d'} \right) \quad (2.103)$$

e

$$\eta_2 = \frac{(X_d - X_d')}{T_{do}'} \quad (2.104)$$

## 2.5 – Modelo do Sistema MBI com “Phase Shifter” (PS)

Nesta seção trata-se da modelagem do sistema MBI sob a ação do defasador (PS). Uma vez que a modelagem é voltada às análises dinâmica e transitória de estabilidade, assim como na modelagem com o CSC, estuda-se aqui um modelo do SEE no qual preserva-se as não linearidades. O sistema tratado é apresentado em diagrama unifilar na Figura 2.23.



**Figura 2.23** – Sistema máquina versus barra infinita com a presença do PS.

A máquina síncrona é descrita pelo chamado modelo 1½ eixo. Desse modo, temos um sistema de 4ª ordem representado pelas seguintes equações:

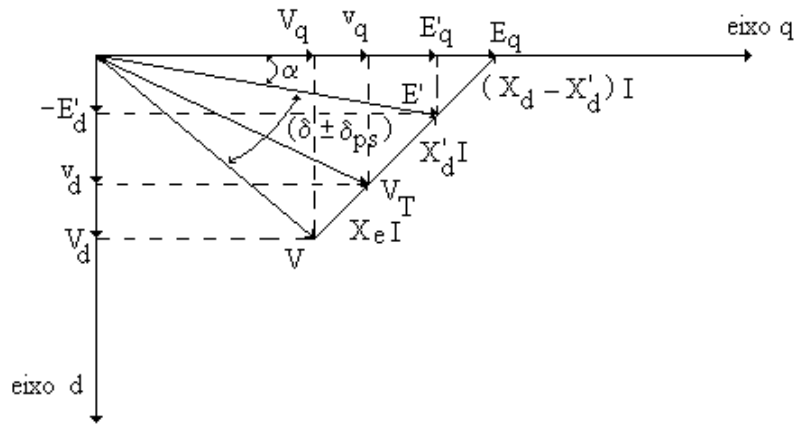
$$\frac{d\delta}{dt} = \omega \quad (2.105)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{M} (-D \cdot \omega + P_m - P_e) \quad (2.106)$$

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T_{d0}} [E_{fd} - E'_q - (X_d - X'_d) i_d] \quad (2.107)$$

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{T_R} [-\varepsilon - K_R \cdot \Delta V_T] \quad (2.108)$$

A Figura 2.24 apresenta o diagrama fasorial do sistema MBI incluindo-se o PS



**Figura 2.24** – Diagrama fasorial do sistema MBI sob a ação do PS.

Com a presença do defasador a potência elétrica fornecida pela máquina síncrona é dada por ([18],[22]):

$$P_e = \frac{E'V}{X_e + X_d} \cdot \text{sen}(\delta \pm \delta_{ps}) \quad (2.109)$$

As corrente de eixo direto ( $i_d$ ) e de eixo em quadratura ( $i_q$ ) são dadas pelas equações (2.110) e (2.111) respectivamente.

$$i_d = \frac{E' - V \cos(\delta \pm \delta_{ps})}{X_e + X_d} \quad (2.110)$$

$$i_q = \frac{V \text{sen}(\delta \pm \delta_{ps})}{X_e + X_d} \quad (2.111)$$

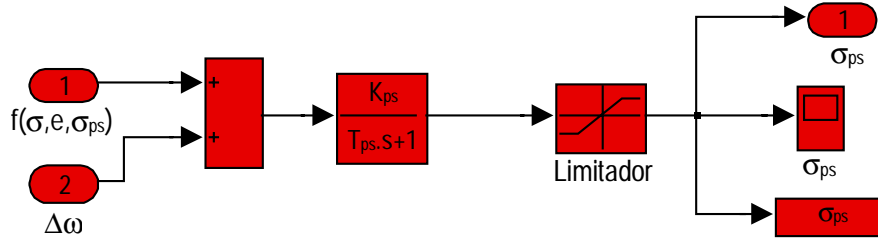
O PS tem seu desempenho representado pela função de transferência apresentada a seguir:

$$\Delta\delta_{ps}(s) = \frac{K_{PS}}{1 + sT_{PS}} [\Delta\omega(s) + \Delta P_e(s)] \quad (2.112)$$

Descrevendo-se em termos de variáveis de estado tem-se:

$$\dot{\delta}_{PS} = \frac{1}{T_{PS}} [-\delta_{PS} + K_{PS} \cdot (\Delta\omega + \Delta P_e)] \quad (2.113)$$

A Figura 2.25 apresenta o diagrama de blocos do desempenho do defasador (PS). Note que a saída do sistema é limitada. Este recurso é utilizado para que o ângulo do PS permaneça dentro da faixa de operação deste dispositivo que é de  $\pm 30^\circ$  ([18]).



**Figura 2.25** – Diagrama de blocos do defasador (PS).

Considere-se

$$\beta = \delta \pm \delta_{ps} \quad e \quad \beta^0 = \delta^0 \pm \delta_{ps}^0 \quad (2.114)$$

sendo  $\beta^0$  o valor resultante do ângulo no ponto de equilíbrio, ou seja, considerando-se o ângulo do rotor da máquina ( $\delta$ ) e o ângulo do PS ( $\delta_{ps}$ ) em seus respectivos valores de equilíbrio.

Admitindo-se a existência do ponto de equilíbrio estável  $[\delta \ \omega \ E' \ E'_{fd} \ \delta_{ps}]^T = [\delta^0 \ 0 \ E'^0 \ E'_{fd}{}^0 \ \delta_{ps}^0]^T$  pode-se equacionar o sistema em função das variações em torno deste ponto. Desta forma, a variação da potência elétrica é dada por:

$$\Delta P_e = P_e - P_e^0 = f(\sigma, e, \sigma_{ps}) \quad (2.115)$$

sendo

$$f(\sigma, e, \sigma_{ps}) = BV[(e + E'^0) \text{sen}(\sigma + \beta^0 + \sigma_{ps}) - E'^0 \text{sen}\beta^0] \quad (2.116)$$

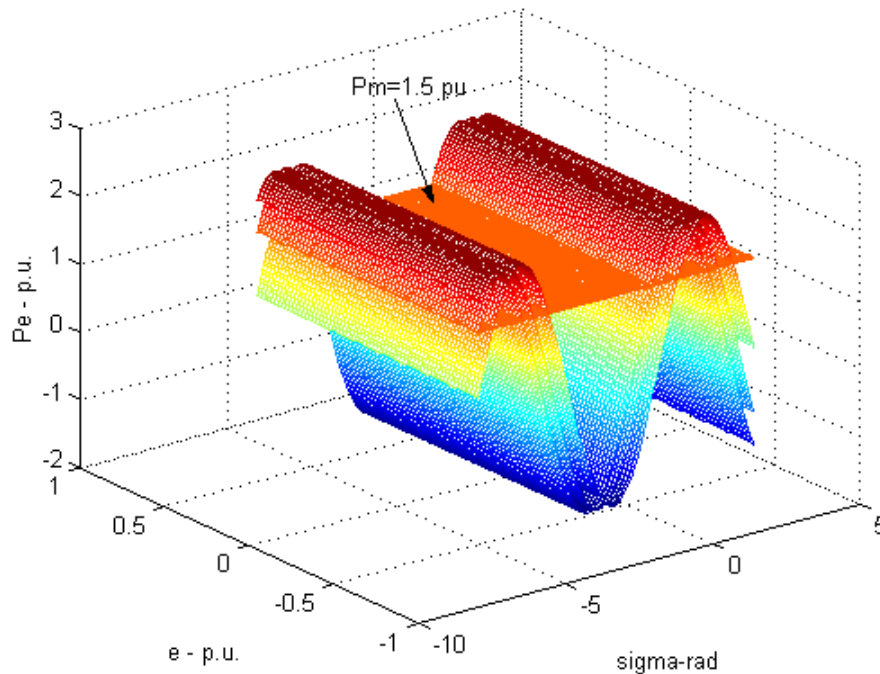
com

$$\sigma = \delta - \delta^0 \quad \text{e} \quad \sigma_{ps} = \delta_{ps} - \delta_{ps}^0 \quad (2.117)$$

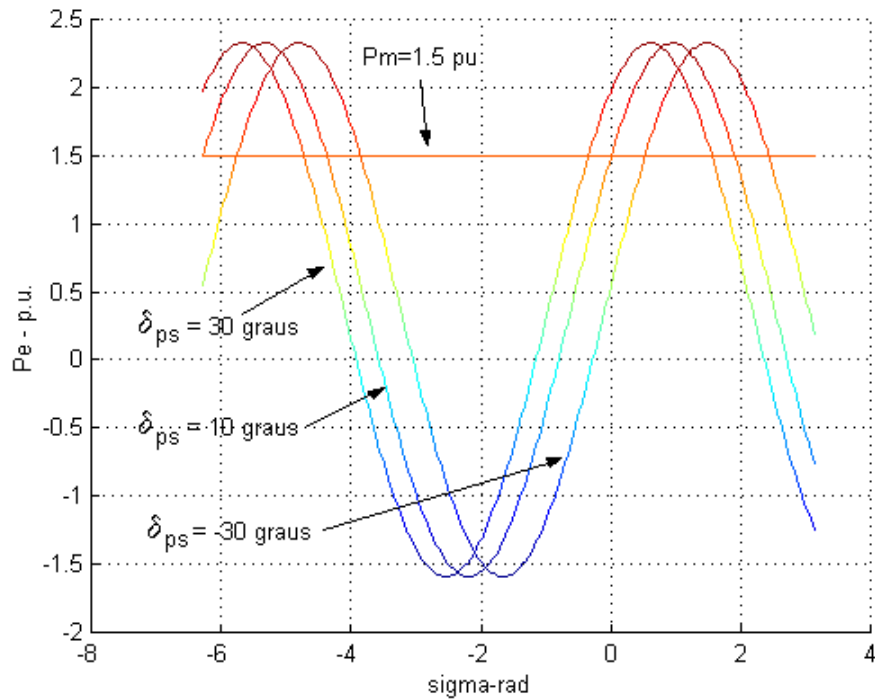
e

$$B = (X_e + X_d')^{-1} \quad (2.118)$$

A influência das variações de  $\delta_{ps}$  no sistema pode ser verificada através do gráfico de  $\Delta P_e = f(\sigma, e, \sigma_{ps})$ . A tensão interna da máquina síncrona é mantida constante ( $e \equiv 0$ ) de forma a explicitar a variação de  $P_e$  com  $\delta_{ps}$ . A Figura 2.26 mostra o gráfico tridimensional de  $\Delta P_e$  enquanto que a Figura 2.27 ilustra  $\Delta P_e$  na direção de  $\sigma$ , ressaltando dessa forma o efeito do PS sobre o comportamento da potência elétrica do sistema.



**Figura 2.26** – Gráfico de  $\Delta P_e$  em função da variação do ângulo de carga ( $\sigma$ ) e do ângulo do PS ( $\sigma_{ps}$ ).



**Figura 2.27** – Gráfico de  $\Delta P_e$  em função da variação do ângulo do PS ( $\sigma_{ps}$ ).

Pode-se verificar através do gráfico na Figura 2.27 que a variação do ângulo do PS provoca um deslocamento da curva da potência elétrica na direção do eixo  $\sigma$  (variação do ângulo de carga), podendo a mesma assumir qualquer uma das posições no intervalo compreendido entre as curvas com  $\delta_{ps} = 30^\circ$  e  $\delta_{ps} = -30^\circ$  (faixa de operação usual do PS ([18])).

O desenvolvimento das equações para a variação da corrente  $i_d$ , utilizando o mesmo procedimento para o caso da variação de potência, leva a:

$$\Delta i_d = i_d - i_d^0 = B \cdot e + g(\sigma, \sigma_{ps}) \quad (2.119)$$

sendo

$$g(\sigma, \sigma_{ps}) = BV[-\cos(\sigma + \beta^0 + \sigma_{ps}) + \cos \beta^0] \quad (2.120)$$

Assim como nos casos apresentados anteriormente, as não linearidades do sistema são mantidas e apresentam-se, neste caso, através das equações (2.116) e (2.120).



A equação (2.108) possui o termo  $\Delta V_T$  ainda não explicitado. Considerando a presença do PS no sistema pode-se escrever  $\Delta V_T$  como segue:

$$\Delta V_T \cong \left. \frac{\partial V_T}{\partial v_d} \right|_0 \cdot \Delta v_d + \left. \frac{\partial V_T}{\partial v_q} \right|_0 \cdot \Delta v_q \quad (2.121)$$

Assim, efetuando o cálculo das derivadas chega-se a:

$$\Delta V_T \cong \frac{v_d^0}{V_T^0} \cdot \Delta v_d + \frac{v_q^0}{V_T^0} \cdot \Delta v_q \quad (2.122)$$

sendo

$$\Delta v_d = X_q \cdot \frac{(X_e + X_d')}{X_e + X_d} \cdot BV[\text{sen}(\sigma + \beta^0 + \sigma_{ps}) - \text{sen} \beta^0] \quad (2.123)$$

e

$$\Delta v_q = B \cdot X_e \cdot e - X_d' \cdot g(\sigma, \sigma_{ps}) \quad (2.124)$$

admitindo-se ainda que  $e = E' - E^0 \ll E^0$ , vem:

$$\Delta v_d \cong \frac{X_q}{E^0} \cdot \frac{(X_e + X_d')}{X_e + X_d} \cdot f(\sigma, e, \sigma_{ps}) \quad (2.125)$$

e portanto

$$\Delta V_T \cong \frac{X_q}{E^0} \frac{(X_e + X_d')}{X_e + X_d} \frac{v_d^0}{V_T^0} f(\sigma, e, \sigma_{ps}) + B X_e \frac{v_q^0}{V_T^0} e - X_d' \frac{v_q^0}{V_T^0} g(\sigma, \sigma_{ps}) \quad (2.126)$$

Fazendo-se, então, uma simplificação adicional para eliminar o termo em  $g(\sigma, \sigma_{ps})$ , tem-se  $\Delta V_T$  dada por:

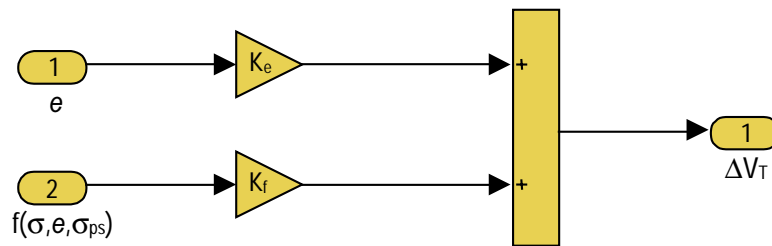
$$\Delta V_T \cong K_e \cdot e + K_f \cdot f(\sigma, e, \sigma_{ps}) \quad (2.127)$$

sendo

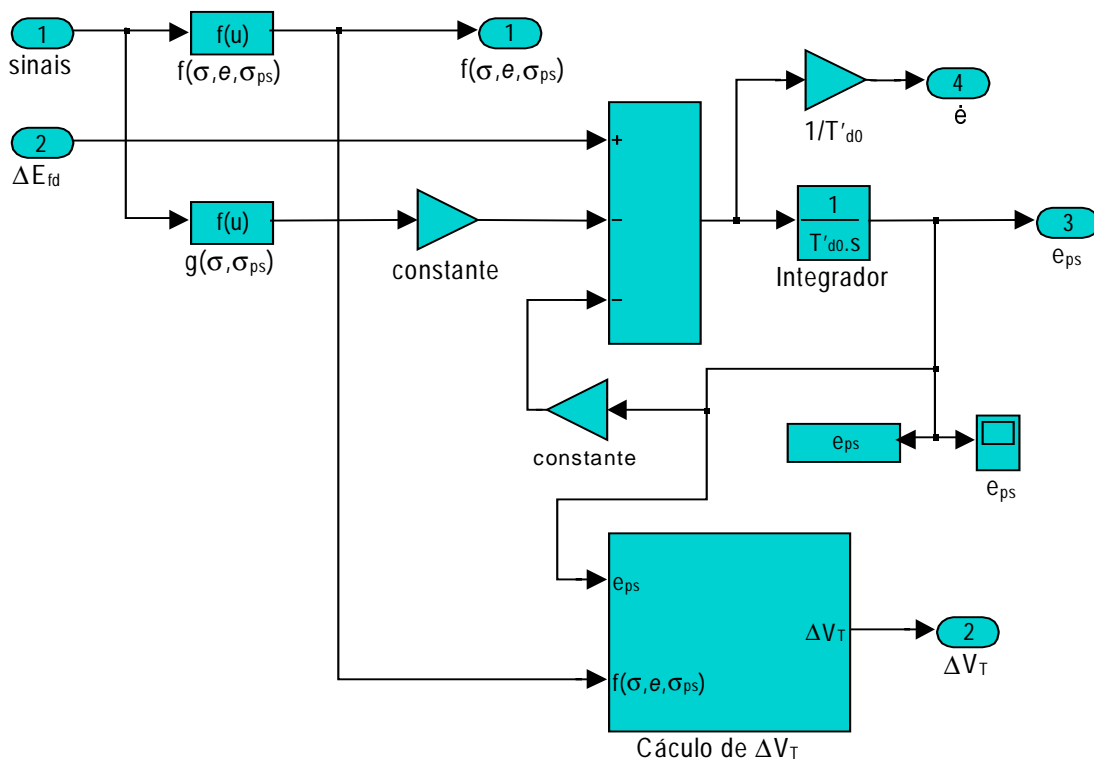
$$K_e = X_e \cdot B \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \quad (2.128)$$

$$K_f = \frac{1}{E^0 V_B \cos \beta^0} \left[ \frac{X_q \cdot V \cdot \cos \beta^0}{X_e + X_d} \cdot \frac{v_d^0}{V_T^0} - \frac{X_d' \cdot V \cdot \sin \beta^0}{X_e + X_d'} \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \right] \quad (2.129)$$

O diagrama de blocos da Figura 2.28 representa a equação de  $\Delta V_T$  (2.127). Este diagrama é empregado no cálculo de  $\Delta V_T$  durante as simulações do sistema e possui como entradas as variações da tensão interna da máquina ( $e$ ) e as variações do torque líquido no eixo da máquina ( $f(\sigma, e, \sigma_{ps})$ ), fornecendo na saída as variações da tensão terminal da máquina durante cada passo de integração. A Figura 2.29 apresenta o diagrama de blocos das equações não-lineares ((2.116) e (2.120)) e de decaimento de fluxo (2.107) para o sistema com o defasador (PS).



**Figura 2.28** – Diagrama de blocos de  $\Delta V_T$  para o sistema com defasador.



**Figura 2.29** – Diagrama de blocos das equações não-lineares e de decaimento de fluxo para o sistema com defasador.

Reunindo o equacionamento apresentado em uma forma matricial conveniente, descreve-se o modelo do sistema MBI sob a ação do PS por:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{e} \\ \Delta\dot{\varepsilon} \\ \Delta\dot{\delta}_{ps} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{T_{d0}'} \cdot \eta_3 & \frac{1}{T_{d0}'} & 0 \\ 0 & -\frac{K_R \cdot K_f}{T_R} & -\frac{K_R \cdot K_e}{T_R} & -\frac{1}{T_R} & 0 \\ \frac{K_{ps}}{T_{ps}} & \frac{K_{ps}}{T_{ps}} & 0 & 0 & -\frac{1}{T_{ps}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ f(\sigma, e, \sigma_{ps}) \\ e \\ \varepsilon \\ \Delta\delta_{ps} \end{bmatrix} \quad (2.130)$$

$$+ [0 \ 0 \ -\eta_2 \cdot g(\sigma, \sigma_{ps}) \ 0 \ 0]^T$$

sendo

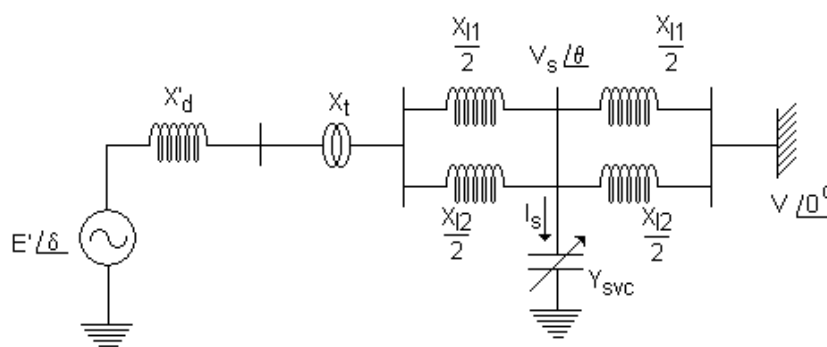
$$\eta_2 = \frac{(X_d - X_d')}{T_{do}'} \quad (2.131)$$

e

$$\eta_3 = \left( \frac{X_e + X_d}{X_e + X_d'} \right) \quad (2.132)$$

## 2.6 – Modelo do Sistema MBI com a presença do Compensador Estático de Reativos (SVC)

Nesta seção desenvolve-se a modelagem do dispositivo SVC inserido no sistema MBI. Assim como nos dois casos anteriores, desenvolve-se o estudo de um modelo que preserve as não linearidades do sistema de modo que se possa utilizar os resultados em análises dinâmica e transitória de estabilidade do SEE. O sistema tratado é apresentado em diagrama unifilar na Figura 2.30.



**Figura 2.30** – Sistema máquina x barra infinita com a presença do compensador estático de reativos (SVC).

A Figura 2.31 apresenta um modelo unificado para representar todos os tipos de SVCs. O modelo é composto de uma fonte de corrente controlada, na frequência fundamental, em paralelo com uma reatância fixa  $X_{ts}$ . Este modelo é derivado do equivalente de Thévenin de uma fonte de tensão constante atrás de uma reatância  $X_{ts}$ , tal que ([10]):

$$I = \frac{E_s}{jX_{ts}} \quad (2.133)$$

sendo  $E_s$  sempre em fase com a tensão do sistema, e  $X_{ts}$  a reatância total do SVC definida por:

$$\frac{1}{X_{ts}} = \frac{1}{X_i} - \frac{1}{X_c} \quad (2.134)$$

com

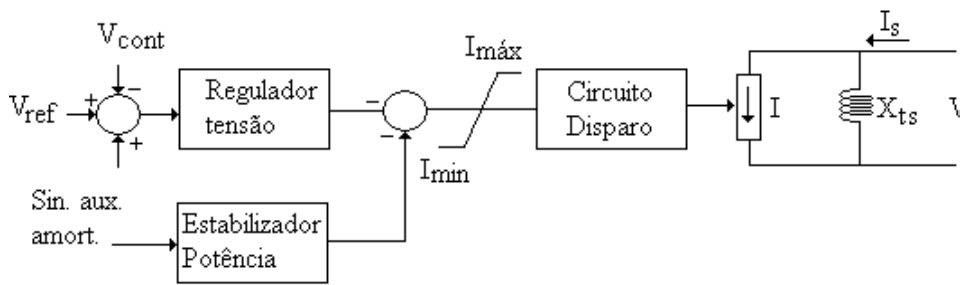
$$X_i = \frac{V^2(\text{nominal})}{Q_i(\text{nominal})} \text{ para a porção indutiva, e} \tag{2.135}$$

$$X_c = \frac{V^2(\text{nominal})}{Q_c(\text{nominal})} \text{ para a porção capacitiva}$$

A amplitude da fonte de corrente é:

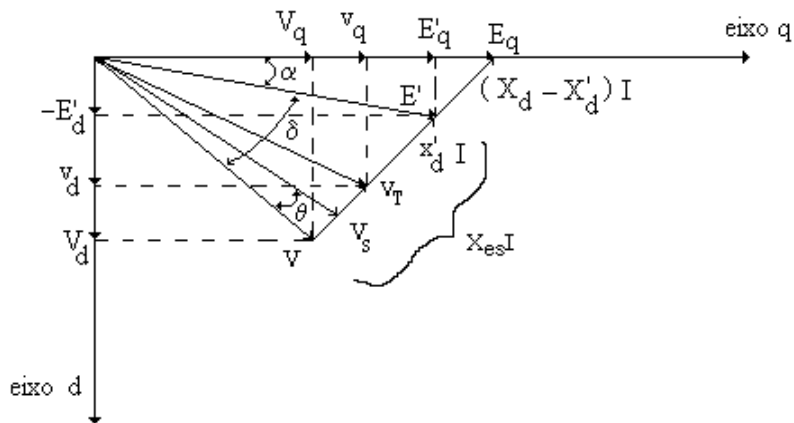
$$I = V \left( \frac{\alpha_i}{X_i} - \frac{\alpha_c}{X_c} - \frac{1}{X_{ts}} \right) \tag{2.136}$$

sendo  $\alpha_i$  e  $\alpha_c$  frações de condução do TCR e do TSC respectivamente ([10]). Para uma combinação FC/TCR,  $\alpha_c$  é ajustado em 1.



**Figura 2.31** – Modelo unificado do SVC.

A Figura 2.32 apresenta o diagrama fasorial do sistema MBI sob a ação do SVC.



**Figura 2.32** – Diagrama fasorial do sistema MBI sob a ação do SVC.

A máquina síncrona é descrita pelo chamado modelo 1½ eixo, desse modo tem-se o sistema de 4ª ordem apresentado a seguir:

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega \quad (2.137)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{M} (-D \cdot \omega + P_m - P_e) \quad (2.138)$$

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T_{d0}'} [E_{fd} - E'_q - (X_d - X'_d)i_d] \quad (2.139)$$

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{T_R} [-\varepsilon - K_R \cdot \Delta V_T] \quad (2.140)$$

Equacionando a corrente no nó onde se encontra o SVC chega-se a:

$$I_s = \frac{E' \angle \delta}{j(X'_d + X_t + \frac{Xl}{2})} + \frac{V \angle 0^0}{j \frac{Xl}{2}} - V_s \angle \theta \left( \frac{1}{j(X'_d + X_t + \frac{Xl}{2})} + \frac{1}{j \frac{Xl}{2}} \right) \quad (2.141)$$

Utilizando a corrente do SVC (2.136) tem-se que:

$$I_s = \left( \frac{\alpha_i}{jX_i} - \frac{\alpha_c}{jX_c} - \frac{1}{jX_{ts}} \right) V_s \angle \theta + \frac{V_s \angle \theta}{jX_{ts}} \quad (2.142)$$

Deste modo, combinando as equações (2.141) e (2.142) chega-se a:

$$V_s \angle \theta = \frac{X_b E' \angle \delta + X_a V \angle 0^0}{X_{es}} \quad (2.143)$$

sendo a reatância efetiva do sistema,  $X_{es}$ , dada por:

$$X_{es} = (X_a + X_b) + X_a X_b \left( \frac{\alpha_i}{X_i} - \frac{\alpha_c}{X_c} \right) \quad (2.144)$$

$$X_a = (X'_d + X_t + \frac{Xl}{2}); \quad X_b = \frac{Xl}{2}; \quad \frac{Xl}{2} = \frac{\frac{Xl_1}{2} \cdot \frac{Xl_2}{2}}{\frac{Xl_1}{2} + \frac{Xl_2}{2}}$$

Com um controle contínuo de tensão nos terminais do SVC a magnitude da tensão  $V_s$  é mantida em um valor  $V_0$  constante. Entretanto, a ação de controle do SVC consiste em variar a reatância  $X_{es}$ , por meio de  $\alpha_i$  e  $\alpha_c$ . Assim:

$$X_{es} = \frac{1}{V_0} \sqrt{(X_a V)^2 + (X_b E')^2 + 2VE'X_a X_b \cos \delta} \quad (2.145)$$

A potência elétrica fornecida é dada por ([10]):

$$P_e = \frac{E'V}{X_{es}} \cdot \text{sen } \delta \quad (2.146)$$

Um SVC com controle contínuo de tensão é capaz de estabilizar o sistema, mas produz pequenas oscilações de alta frequência e não produz nenhum torque amortecedor adicional. Para permitir um amortecimento das oscilações de maneira rápida e efetiva, deve ser permitido alguma variação de tensão. Um sinal de controle auxiliar derivado da taxa de variação do ângulo  $\delta$  ( $\omega$ ) ou algum outro sinal equivalente ( $d\theta/dt$ ,  $dP/dt$ ), pode ser suficiente para criar o amortecimento necessário. Isto só é válido para pequenas oscilações ([10]).

Para grandes oscilações, o sinal estabilizante deve ser dominante, pelo menos durante algumas oscilações. Neste caso, a corrente do SVC é proporcional a  $\omega$  ( $K_\ell \omega$ ) e a reatância equivalente do sistema torna-se ([10]):

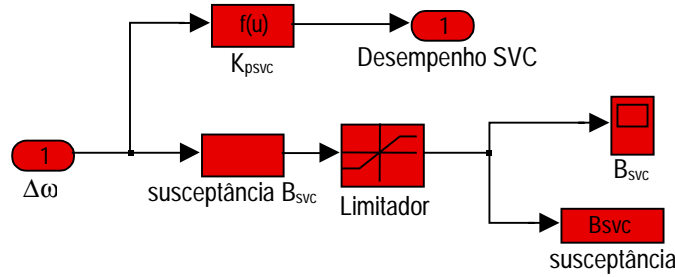
$$X_{es} = (X_a + X_b) - X_a X_b K_\ell \omega = (X_a + X_b) - \frac{X_a X_b}{X_{svc}} \quad (2.147)$$

sendo  $K_\ell$  o ganho da fonte de corrente do SVC.

Dessa forma, o desempenho dinâmico do compensador estático de reativos (SVC) é descrito por:

$$\Delta B_{svc} = \frac{1}{\Delta X_{svc}} = \Delta \omega \cdot K_\ell \quad (2.148)$$

O desempenho dinâmico do SVC é apresentado no diagrama de blocos da Figura 2.33 abaixo. A faixa de operação do SVC é controlável, podendo variar de +1.0 pu (capacitivo) até -1.0 pu (indutivo) ([18]). Neste trabalho o controle da faixa de operação é feito através do limitador existente na saída do sistema.



**Figura 2.33** – Diagrama de blocos do compensador estático de reativos (SVC).

Supondo  $\alpha$  (diagrama fasorial Figura 2.32) constante e pequeno, pode-se equacionar as correntes de eixo direto ( $i_d$ ) e eixo em quadratura ( $i_q$ ) como segue:

$$i_d = \frac{E' - V \cos \delta}{X_{es}} \quad (2.149)$$

$$i_q = \frac{V \sin \delta}{X_{es} + X_d - X_d'} \quad (2.150)$$

Admitindo a existência do ponto de equilíbrio estável, tal que  $[\delta \ \omega \ E' \ E_{fd} \ X_{svc}]^T = [\delta^0 \ 0 \ E'^0 \ E_{fd}^0 \ X_{svc}^0]^T$ , pode-se equacionar o sistema em função das variações em torno deste ponto.

Considere:

$$B_{es} = \frac{1}{X_{es}} = \frac{1}{[(X_a + X_b) - X_a X_b K_\ell \omega]} \quad (2.151)$$

$$B_{es}^0 = \frac{1}{X_{es}^0} = \frac{1}{[(X_a + X_b) + X_a X_b \left( \frac{\alpha_i^0}{X_i} - \frac{\alpha_c^0}{X_c} \right)]} \quad (2.152)$$



sendo  $B_{es}$  a susceptância dinâmica do sistema e  $B_{es}^0$  a susceptância do sistema correspondente ao ponto de equilíbrio. Deste modo, em termos da variação da potência elétrica ( $P_e$ ) em torno do ponto de equilíbrio pode-se escrever:

$$\Delta P_e = P_e - P_e^0 \cong B_{es}^0 E' V \sin \delta - B_{es}^0 E'^0 V \sin \delta^0 + \left. \frac{\partial P_e}{\partial B_{svc}} \right|_0 \cdot \Delta B_{svc} \quad (2.153)$$

ou, considerando (2.148),

$$\Delta P_e \cong f_3(\sigma, e) + K_{PSVC} \cdot \Delta \omega \quad (2.154)$$

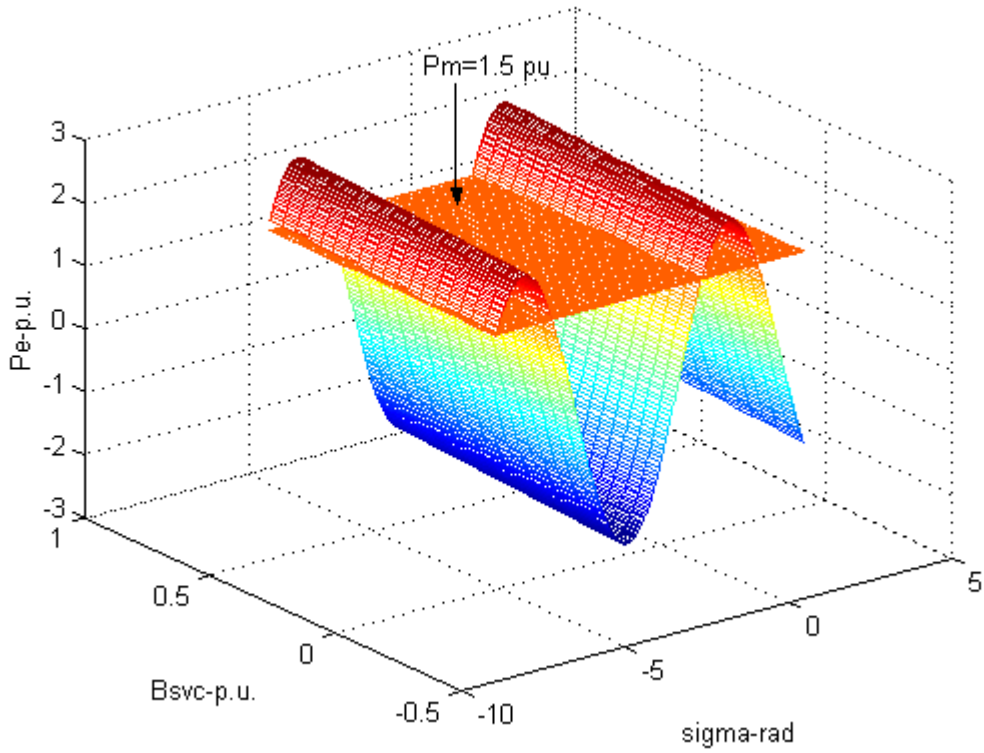
sendo

$$f_3(\sigma, e) = B_{es}^0 V [(e + E'^0) \sin(\sigma + \delta^0) - E'^0 \sin \delta^0] \quad (2.155)$$

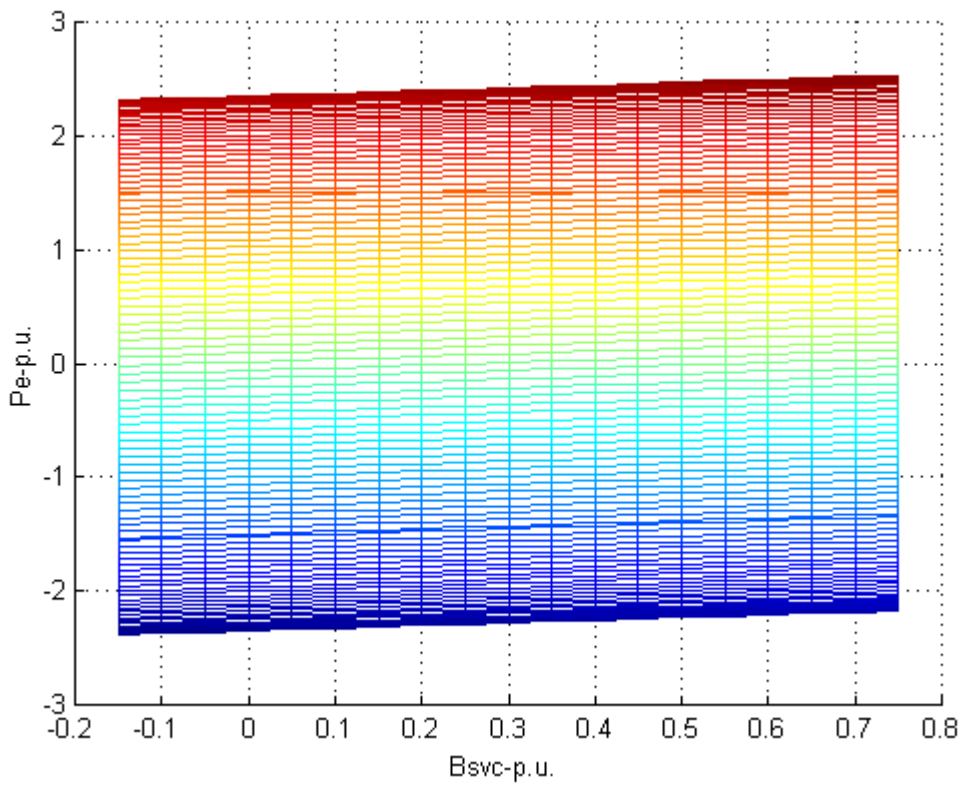
e

$$K_{PSVC} = \left. \frac{\partial P_e}{\partial \omega} \right|_0 = B_{es}^0 P_e^0 X_a X_b K_\ell \quad (2.156)$$

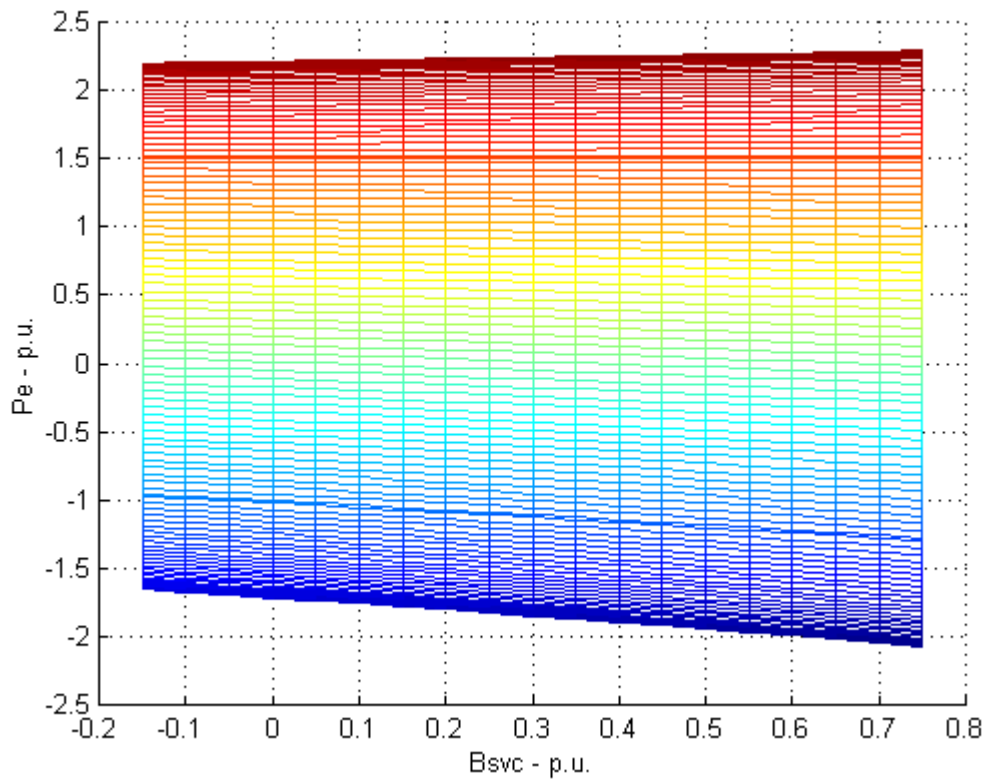
A influência das variações de  $B_{svc}$  no sistema pode ser verificada através do gráfico de  $\Delta P_e = f(\sigma, e, B_{svc})$ . A tensão interna da máquina síncrona é mantida constante ( $e \cong 0$ ) de forma a explicitar a variação de  $P_e$  com  $B_{svc}$ . A Figura 2.34 mostra o gráfico tridimensional de  $\Delta P_e$  enquanto que a Figura 2.35 ilustra  $\Delta P_e$  na direção de  $B_{svc}$ , ressaltando dessa forma o efeito do SVC sobre o comportamento da potência elétrica do sistema. Deve-se lembrar que a equação (2.154) é uma linearização do sistema real e que as não linearidades permanecem presentes através da equação (2.155). A validade dessa linearização pode ser verificada através da comparação entre os gráficos das Figuras 2.35 e 2.36, nos quais apresentam-se o perfil do comportamento da potência elétrica com a variação da susceptância do SVC para o sistema linearizado e o sistema real respectivamente. Nota-se que, para valores positivos da potência elétrica, ou seja, para valores de  $\sigma$  (desvios de  $\delta$ ) que, embora não necessariamente pequenos, não alcancem o 3º quadrante de  $\delta$ , o sistema é bem representado pela equação linearizada.



**Figura 2.34** – Gráfico de  $\Delta P_e$  em função da variação do ângulo de carga ( $\sigma$ ) e da susceptância do SVC ( $B_{svc}$ ).



**Figura 2.35** – Gráfico de  $\Delta P_e$  em função da variação da susceptância do SVC ( $B_{svc}$ ): Modelo aproximado.



**Figura 2.36** – Gráfico de  $\Delta P_e$  em função da variação da susceptância do SVC ( $B_{svc}$ ): Modelo real.

De modo análogo ao equacionamento da variação da potência elétrica, equaciona-se a variação da corrente  $i_d$  como segue:

$$\Delta i_d = i_d - i_d^0 \cong \Delta i_d(e) + \Delta i_d(\sigma) + \Delta i_d(\omega) \quad (2.157)$$

$$\Delta i_d = B_{es}^0 \cdot e + g_3(\sigma) + K_{isvc} \cdot \Delta \omega \quad (2.158)$$

sendo

$$g_3(\sigma) = B_{es}^0 V [-\cos(\sigma + \delta^0) + \cos \delta^0] \quad (2.159)$$

e

$$K_{isvc} = B_{es}^{0^2} X_a X_b \ell (E^0 - V \cos \delta^0) \quad (2.160)$$

A variação da tensão terminal ( $\Delta V_T$ ) na equação (2.140) com a presença do SVC no sistema pode ser reescrita como segue:

$$\Delta V_T \cong \left. \frac{\partial V_T}{\partial v_d} \right|_0 \cdot \Delta v_d + \left. \frac{\partial V_T}{\partial v_q} \right|_0 \cdot \Delta v_q + \left. \frac{\partial V_T}{\partial B_{svc}} \right|_0 \cdot \Delta B_{svc} \quad (2.161)$$

e, calculando as derivadas, tem-se:

$$\Delta V_T \cong \frac{v_d^0}{V_T^0} \cdot \Delta v_d + \frac{v_q^0}{V_T^0} \cdot \Delta v_q + \left[ \frac{X_q X_a X_b V \sin \delta^0}{(X_{es}^0 + X_d - X_d')^2} \cdot \frac{v_d^0}{V_T^0} - X_d' B_{es}^{0^2} X_a X_b (E^0 - V \cos \delta^0) \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \right] \cdot \Delta B_{svc} \quad (2.162)$$

sendo  $\Delta B_{svc}$  como definido na equação (2.148), e

$$\Delta v_d = \frac{X_q}{X_{es}^0 + X_d - X_d'} \cdot V [\sin(\sigma + \delta^0) - \sin \delta^0] \quad (2.163)$$

e

$$\Delta v_q = B_{es}^0 \cdot (X_{es}^0 - X_d') \cdot e - X_d' \cdot g_3(\sigma) \quad (2.164)$$

admitindo-se ainda que  $e = E' - E^0 \ll E^0$ , vem:

$$\Delta v_d \cong \frac{X_q}{E^0 B_{es}^0 (X_{es}^0 + X_d - X_d')} \cdot f_3(\sigma, e) \quad (2.165)$$

e portanto

$$\begin{aligned} \Delta V_T \cong & \frac{X_q}{(X_{es}^0 + X_d - X_d') E^0 B_{es}^0} \frac{v_d^0}{V_T^0} f_3(\sigma, e) + [B_{es}^0 (X_{es}^0 - X_d') e - X_d' g_3(\sigma)] \frac{v_q^0}{V_T^0} + \\ & + \left[ \frac{X_q X_a X_b V \sin \delta^0}{(X_{es}^0 + X_d - X_d')^2} \cdot \frac{v_d^0}{V_T^0} - X_d' B_{es}^{0^2} X_a X_b (E^0 - V \cos \delta^0) \cdot \frac{v_q^0}{V_T^0} \right] \cdot \Delta \omega \end{aligned} \quad (2.166)$$

É conveniente, em razão da estrutura da representação do sistema dinâmico com vistas ao desenvolvimento de uma Função de Lyapunov (FL), realizar uma simplificação adicional eliminando o termo em  $g_3(\sigma)$ . Assim, agregando-se as variações da tensão devidas às funções não-lineares e admitindo-se que essas variações são devidas predominantemente a  $\Delta\delta \equiv \sigma$  através de  $f_3(\sigma, e)$ :

$$\Delta V_T \cong K_e \cdot e + K_f \cdot f_3(\sigma, e) + K_{vsvc} \cdot \Delta\omega \quad (2.167)$$

sendo

$$K_e = (X_{es}^0 - X_d') \cdot B_{es}^0 \cdot \frac{V_q^0}{V_T^0} \quad (2.168)$$

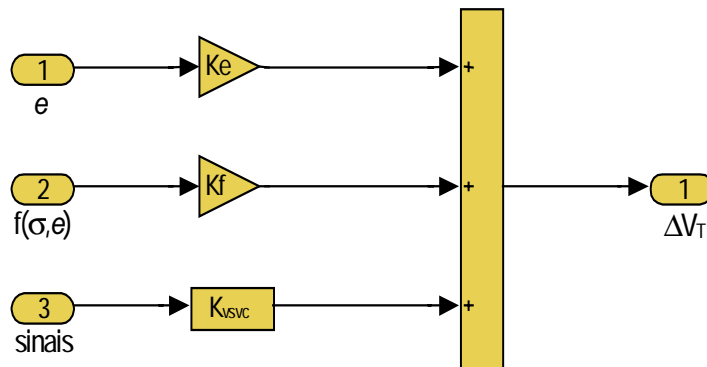
$$K_{vsvc} = \left[ \frac{X_q X_a X_b \ell V \sin \delta^0}{(X_{es}^0 + X_d - X_d')^2} \cdot \frac{V_d^0}{V_T^0} - X_d' B_{es}^{02} X_a X_b \ell (E^0 - V \cos \delta^0) \cdot \frac{V_q^0}{V_T^0} \right] \quad (2.169)$$

$$K_f = \frac{K_5}{E^0 B_{es}^0 V \cos \delta^0} \quad (2.170)$$

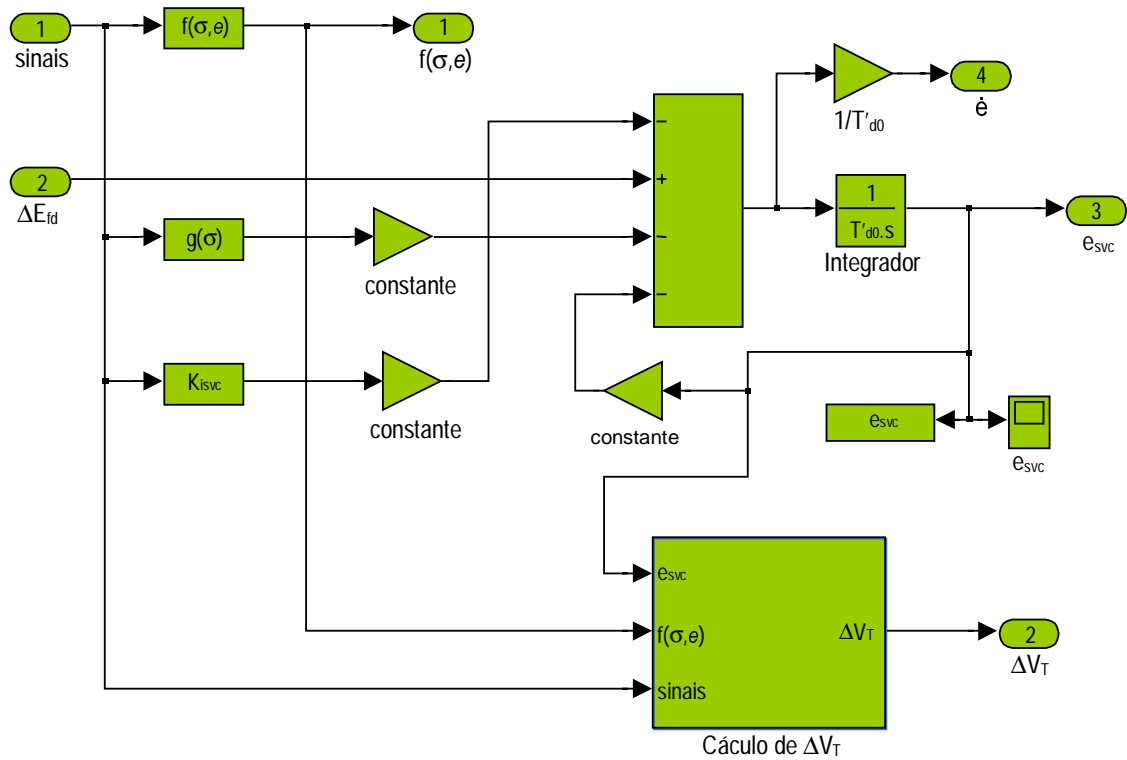
com

$$K_5 = \frac{X_q}{(X_{es}^0 + X_d - X_d')} \cdot V \cdot \cos \delta^0 \cdot \frac{V_d^0}{V_T^0} - X_d' \cdot B_{es}^0 \cdot V \cdot \sin \delta^0 \cdot \frac{V_q^0}{V_T^0} \quad (2.171)$$

Na Figura 2.37 apresenta-se o diagrama de blocos da equação (2.167) de  $\Delta V_T$ . O diagrama é utilizado nas simulações do sistema e fornece as variações da tensão terminal para o RAT. A Figura 2.38 apresenta o diagrama de blocos das equações não-lineares e de decaimento de fluxo.



**Figura 2.37** – Diagrama de blocos de  $\Delta V_T$  para o sistema com SVC.



**Figura 2.38** – Diagrama de blocos das equações não-lineares e de decaimento de fluxo do sistema com SVC.

Desse modo, reunindo os resultados apresentados em uma forma matricial conveniente, descreve-se o modelo do sistema MBI sob a ação do SVC por:

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{\omega} \\ \Delta \dot{\delta} \\ \Delta \dot{e} \\ \Delta \dot{\varepsilon} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{(D+K_{PSVC})}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ -K_{isvc} \cdot \eta_2 & 0 & -\frac{1}{T'_{d0}} \cdot \eta_4 & \frac{1}{T'_{d0}} \\ -\frac{K_R \cdot K_{vsvc}}{T_R} & -\frac{K_R \cdot K_f}{T_R} & -\frac{K_R \cdot K_e}{T_R} & -\frac{1}{T_R} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta \omega \\ f_3(\sigma, e) \\ e \\ \varepsilon \end{bmatrix} \quad (2.172)$$

$$+ [0 \quad 0 \quad -\eta_2 \cdot g_3(\sigma) \quad 0]^T$$

sendo

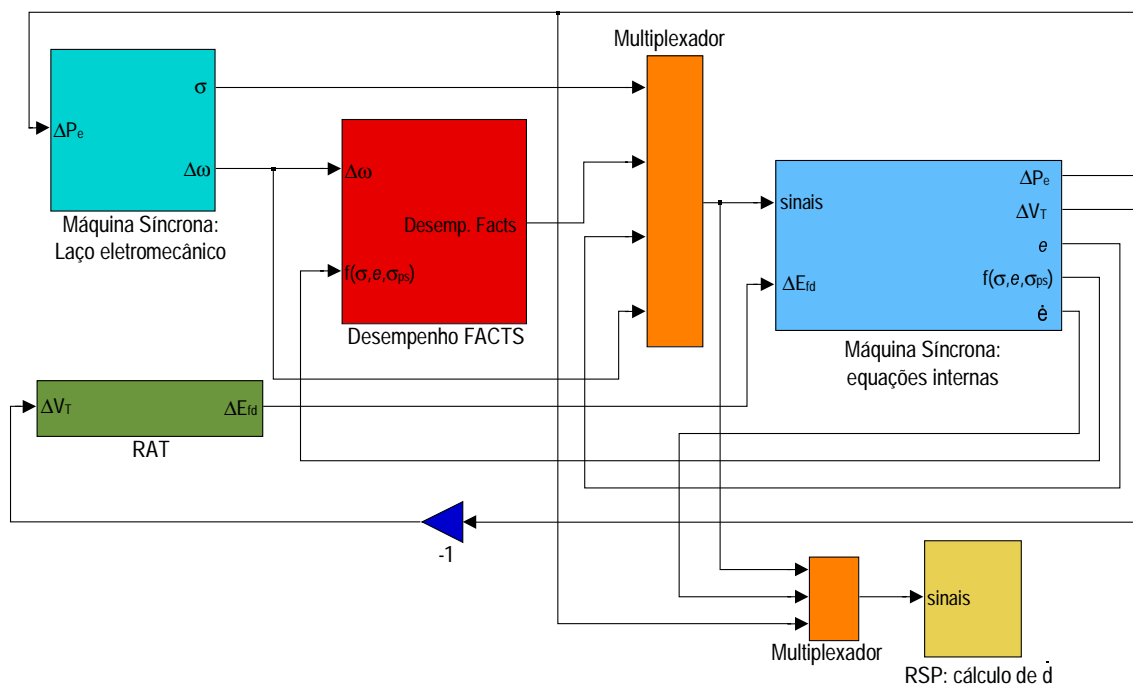
$$\eta_4 = (X_{es}^0 - (X_d - X'_d)) \cdot B_{es}^0 \quad (2.173)$$

e

$$\eta_2 = \frac{(X_d - X'_d)}{T'_{d0}} \quad (2.174)$$

## 2.7 – Sistema Implementado

Nesta seção apresenta-se o sistema implementado a partir do equacionamento desenvolvido nas seções anteriores. A Figura 2.39 apresenta o diagrama de blocos do sistema completo, o qual é utilizado para realizar as simulações do comportamento do sistema via Simulink (toolbox do Matlab<sup>®</sup>).



**Figura 2.39** – Diagrama de blocos do sistema MBI com a presença dos dispositivos FACTS.

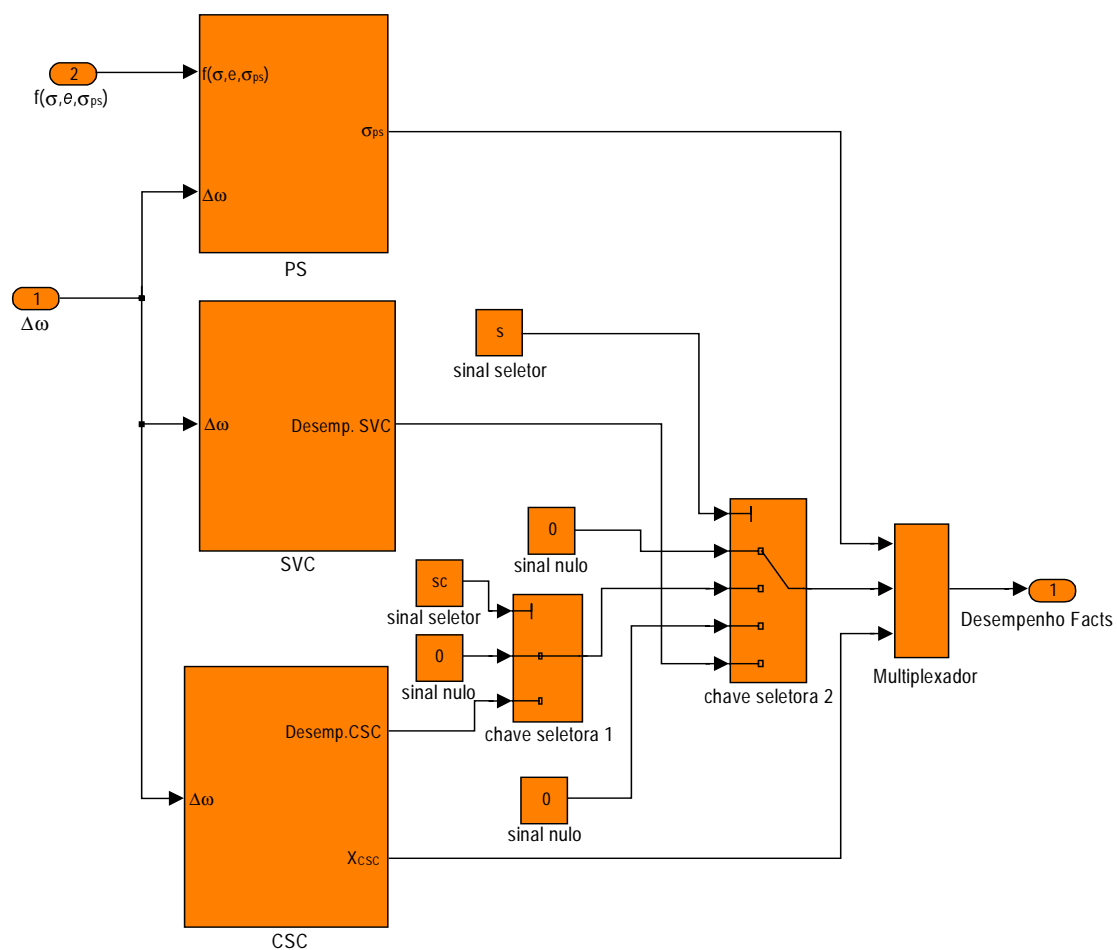
Os blocos que compõem o diagrama acima são sistemas que desempenham funções específicas e em alguns casos são compostos por subsistemas. É o caso dos blocos “Desempenho FACTS”, “Máquina Síncrona: equações internas” e “RSP: Cálculo de  $\dot{d}$ ”.

Os blocos “Máquina síncrona: laço eletromecânico” e “RAT” foram apresentados nas Figuras 2.2 e 2.5 respectivamente e, como descrito, representam o desempenho da máquina síncrona e do regulador automático de tensão.

O bloco “Desempenho FACTS” do diagrama acima é composto pelos diagramas de blocos (subsistemas) dos dispositivos CSC, PS e SVC apresentados anteriormente nas Figuras 2.17, 2.25 e 2.33 respectivamente. No diagrama da Figura 2.40 apresenta-se

como esses blocos estão agrupados e como eles são acionados de forma a atuarem no sistema e produzirem o efeito relativo a cada um dos dispositivos FACTS durante as simulações.

O diagrama possui duas chaves seletoras, denominadas chave seletora 1 e chave seletora 2, as quais são acionadas por meio dos sinais seletores  $sc$  e  $s$  respectivamente. A chave seletora 1 é utilizada para determinar o tipo de atuação do CSC, injetando sinal nulo no sistema para o caso de atuação estática (posição 1) ou o sinal do desempenho dinâmico do CSC para o caso da atuação dinâmica (posição 2). Vale lembrar que a influência estática do CSC já está presente na equação da potência elétrica. Com a presença dos demais dispositivos FACTS ou mesmo na ausência de compensação a chave seletora 1 é mantida na posição 1. A chave seletora 2 tem a função de determinar qual dispositivo FACTS atuará durante a simulação. As posições 1, 2, 3 e 4 indicam que as simulações são realizadas para o sistema sem compensação, sistema com CSC, sistema com PS e sistema com SVC respectivamente.

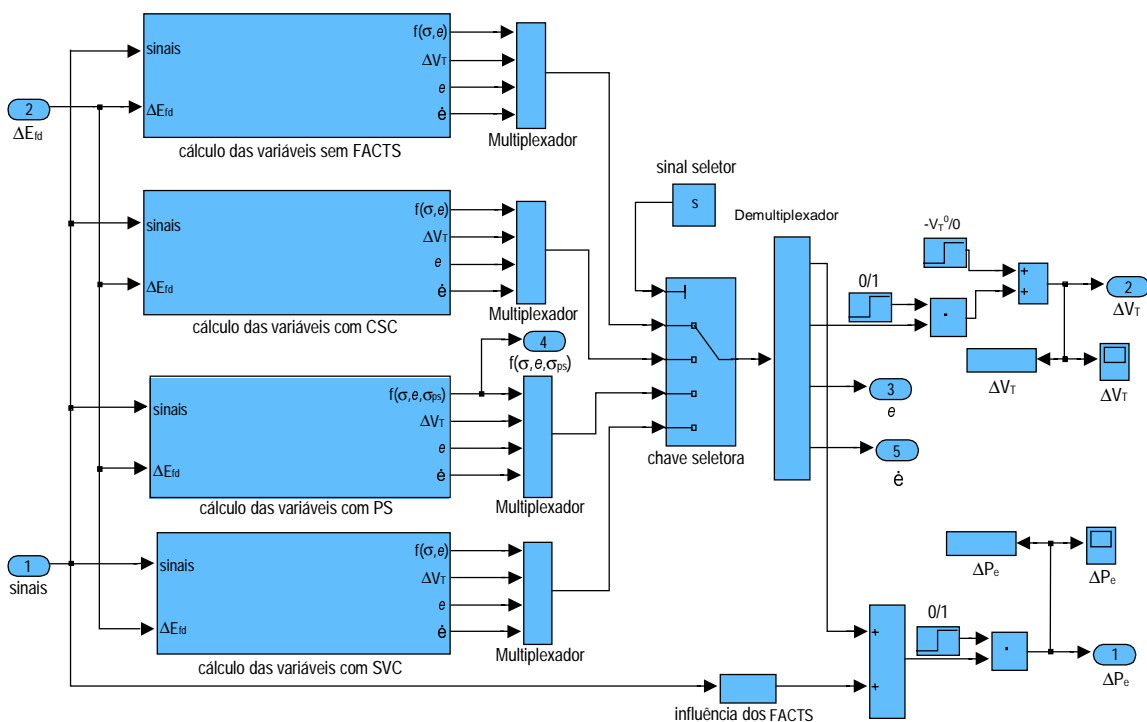


**Figura 2.40** – Diagrama de blocos da atuação dos FACTS no sistema.



No bloco “máquina síncrona: equações internas” do diagrama de blocos da Figura 2.39 estão reunidos os diagramas de blocos de  $\Delta V_T$  e das equações não-lineares e de decaimento de fluxo apresentadas nas seções anteriores. Estes blocos são responsáveis pelos cálculos das variáveis do sistema, as quais fornecem informações de como o sistema está se comportando perante uma contingência. A estrutura interna deste bloco é apresentada no diagrama de blocos da Figura 2.41. Os blocos são alimentados com os sinais multiplexados e com a variação da tensão de excitação ( $\Delta E_{fd}$ ) e fornecem em suas saídas os valores das equações não-lineares ( $f(\sigma, e)$ ), as variações da tensão terminal ( $\Delta V_T$ ), variações da tensão interna da máquina ( $e$ ) e a derivada temporal de  $e$ . Por meio do sinal seletor, o mesmo que seleciona o tipo de dispositivo FACTS que atuará no sistema, determina-se qual dos blocos efetuará os cálculos e por conseguinte quais os resultados que serão apresentados na saída deste subsistema e que servirão também para a realimentação do sistema.

O bloco “RSP: cálculo de  $\dot{d}$ ” refere-se ao equacionamento que será apresentado no capítulo 4. Dessa forma, para que haja uma maior compreensão da função desempenhada pelo referido bloco, deixa-se para apresentar sua estrutura interna tão logo seja apresentado tal equacionamento.



**Figura 2.41** – Diagrama de blocos responsável pelo cálculo das variáveis do sistema.

### **Estabilidade Transitória de Sistemas de Energia Elétrica**

Os fenômenos após a ocorrência de uma grande e súbita perturbação em um sistema de potência são normalmente associados ao termo “estabilidade transitória” e a solução é obtida no domínio do tempo. O período de tempo sob estudo pode variar de uma fração de segundo, quando a estabilidade da primeira oscilação é determinada, até períodos em torno de 10 segundos ou superiores, nos casos em que a estabilidade para múltiplas oscilações deve ser examinada.

Tradicionalmente a análise de estabilidade transitória de sistemas de energia elétrica (SEE) tem sido efetuada via simulação do regime transitório de interesse, obtendo-se curvas de oscilação de cuja análise se conclui pela estabilidade ou instabilidade.

Outra forma de análise é através de métodos diretos de análise, os quais dispensam as curvas de oscilação, uma vez que o desempenho dinâmico do sistema é analisado por meio da agregação das variáveis que o descrevem em uma função, de cujas características se extraem informações qualitativas sobre a estabilidade do sistema, considerando certas condições iniciais, de modo que não é necessário observar o comportamento de cada variável do sistema, mas apenas algumas condições

relacionadas a FL e a trajetória do sistema. Os métodos diretos fundamentam-se na propriedade de conservatividade do sistema, que não se verificam quando se consideram as atuações do campo da máquina síncrona e dispositivos de controle e de compensação. Então, desenvolveram-se métodos de análise levando em conta a trajetória do sistema mas concluindo a análise automaticamente, ou seja, sem a intervenção de um “analista”. Neste sentido veio o método da Região de Sincronização Positiva (RSP), que utiliza o conceito da Função de Lyapunov (FL) utilizando a energia do sistema como um “apontador de criticidade” e conclui a análise observando (monitorando) a evolução da trajetória em relação às fronteiras da RSP.

### **3.1 – Função de Lyapunov para Sistemas de Persidskii Perturbados**

De acordo com ([11]), para sistemas da forma de Persidskii ([17]) perturbados:

$$\dot{x} = A\phi(x) + F(x) \quad (3.1)$$

com  $x \in \mathfrak{R}^n$ ;  $A \in \mathfrak{R}^n \times \mathfrak{R}^n$ ;  $\phi: \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}^n$ ;  $F: \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}^n$  e sendo a origem ponto de equilíbrio, pode-se considerar uma função candidata a Função de Lyapunov (FL) da forma

$$V(x) = \sum_{i=1}^n p_i \int_0^{x_i} \phi_i(\tau) d\tau_i \quad (3.2)$$

sendo os  $p_i$  ( $i = 1, 2, \dots, n$ ) elementos de uma matriz definida como  $P = \text{diag}(p_i)$ . A derivada temporal da equação (3.2) ao longo das trajetórias da equação (3.1) é descrita pela equação (3.3) a seguir:

$$\dot{V}(x) = -[P^{-1}\nabla V(x)]^T Q[P^{-1}\nabla V(x)] + \nabla V^T(x)[F(x) - AP^{-1}\psi(x)] \quad (3.3)$$

sendo  $\psi = [\psi_1 \psi_2 \dots \psi_n]^T$ , com

$$\psi_i = \sum_{k=1}^n p_k \int_0^{x_i} \frac{\partial \phi_i(\tau)}{\partial x_i} d\tau_k \quad (3.4)$$

$i=1, 2, \dots, n$ ; e

$$Q = A^T P + P A \quad (3.5)$$

Se  $V(x)$  é positiva definida e  $\dot{V}(x)$  é negativa definida, então, a origem da equação (3.1) é o ponto de equilíbrio estável. Segundo o conhecido teorema de La Salle ([21]), admite-se também  $\dot{V}(x)$  negativa semi-definida. Entre as diversas considerações acerca da verificação das condições para que  $V(x)$  seja efetivamente uma FL, destaca-se a equação (3.6) abaixo. Assegurando-se:

$$F(x) - A P^{-1} \psi(x) = 0 \quad (3.6)$$

basta apenas verificar o sinal da matriz  $Q$  para se concluir sobre o sinal de  $\dot{V}(x)$ . Se  $Q$  é positiva definida, então  $\dot{V}(x)$  é definida negativa.

### **3.2 – Construção da Função de Lyapunov para o Sistema MBI com Compensador Série Controlado**

Reproduz-se aqui o desenvolvimento feito em ([5]) e ([2]).

Inicialmente, procura-se dar à representação do sistema descrito na equação (2.102) uma estrutura mais favorável ([5]). Para isto, faz-se uma mudança de variáveis definida por:

$$\bar{\varepsilon} = \varepsilon + \beta \omega \quad (3.7)$$

com  $\beta = -\eta_7 M$ , de modo que o sistema é reescrito como:

$$\begin{aligned}
\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{e} \\ \Delta\dot{\bar{\varepsilon}} \\ \Delta\dot{X}_{csc} \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & 0 & -\frac{K_{xpsc}}{M} \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\beta\eta_3 & 0 & -\eta_1 & \eta_3 & -\eta_2 \cdot K_{xicsc} \\ a_{41} & 0 & -\eta_5 & -\eta_4 & a_{45} \\ \frac{K_c}{T_{csc}} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_{csc}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ f_1(\sigma, e) \\ e \\ \bar{\varepsilon} \\ \Delta X_{csc} \end{bmatrix} \\
&+ [0 \ 0 \ -\eta_2 \cdot g_1(\sigma) \ 0 \ 0]^T
\end{aligned} \tag{3.8}$$

$$\text{com} \quad a_{41} = -\eta_7 M \left( \eta_4 - \frac{D}{M} \right); \quad a_{45} = \frac{K_R}{T_R} (K_{xpsc} K_f - K_{xvsc});$$

$$\eta_1 = \left( \frac{X_e - X_{csc}^0 + X_d}{X_e - X_{csc}^0 + X_d} \right) \frac{1}{T_{d0}'}; \quad \eta_2 = \frac{(X_d - X_d')}{T_{d0}'}; \quad \eta_3 = \frac{1}{T_{d0}'}; \quad \eta_4 = \frac{1}{T_R}; \quad \eta_5 = \frac{K_R}{T_R} K_e;$$

$$\eta_7 = \frac{K_R}{T_R} K_f.$$

Note-se que a variável  $\bar{\varepsilon}$  (assim como  $\varepsilon$ ) tem dinâmica regida por  $T_R$ , e que esta variável tem influência direta somente sobre a variação da tensão interna da máquina ( $e$ ), cuja dinâmica é regida por  $T_{d0}'$ . Da constatação de que usualmente  $T_R \ll T_{d0}'$ , sendo isto mais acentuado para excitatrizes estáticas, pode-se desconsiderar a dinâmica do RAT diante da dinâmica do campo, fazendo  $T_R \dot{\bar{\varepsilon}} = 0$  no modelo, o qual se reduz a

$$\begin{aligned}
\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{e} \\ \Delta\dot{X}_{csc} \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & -\frac{K_{xpsc}}{M} \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ a_{31} & 0 & -\eta_{10} & a_{34} \\ \frac{K_c}{T_{csc}} & 0 & 0 & -\frac{1}{T_{csc}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ f_1(\sigma, e) \\ e \\ \Delta X_{csc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\eta_2 g_1(\sigma) \\ 0 \end{bmatrix}
\end{aligned} \tag{3.9}$$

sendo:

$$\eta_{10} = \eta_1 + \eta_3 K_R K_e \tag{3.10}$$

$$a_{31} = K_R K_f \eta_3 D \tag{3.11}$$

$$a_{34} = -\eta_2 K_{xicsc} + \eta_3 K_R (K_{xpsc} K_f - K_{xvsc}) \tag{3.12}$$

Destaca-se que, por exemplo, para excitatriz do tipo IEEE – ST1A,  $T_R = 0$  ([13]), sendo neste caso o modelo obtido da redução correspondente à realidade.

Notando que a equação (3.9) é descrita da forma da equação (3.1), propõe-se  $V(x)$  da forma da equação (3.2), sendo neste caso,

$$\psi^T = [0 \quad 0 \quad p_2 g_1(\sigma) \quad 0]^T \quad (3.13)$$

e

$$F(x) - AP^{-1}\psi = \begin{bmatrix} 0 & 0 & (-\eta_2 + \eta_{10} \frac{p_2}{p_3})g_1(\sigma) & 0 \end{bmatrix}^T \quad (3.14)$$

de modo que, com

$$p_3 = \frac{\eta_{10}}{\eta_2} p_2 \quad (3.15)$$

obtem-se  $F(x) - AP^{-1}\psi = 0$ , restando agora a verificação do sinal da matriz  $Q$ .

Seja:

$$Q = \begin{bmatrix} 2p_1 \frac{D}{M} & \frac{p_1}{M} - p_2 & -a_{31}p_3 & \frac{K_{xpsc}p_1}{M} - \frac{K_c p_4}{T_{csc}} \\ \frac{p_1}{M} - p_2 & 0 & 0 & 0 \\ -a_{31}p_3 & 0 & 2\eta_{10}p_3 & -a_{34}p_3 \\ \frac{K_{xpsc}p_1}{M} - \frac{K_c p_4}{T_{csc}} & 0 & -a_{34}p_3 & 2\frac{1}{T_{csc}}p_4 \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

Com  $p_1 = M$ ,  $p_2 = 1$  e  $p_4 = T_{csc} \frac{K_{xpsc}}{K_c}$ , a matriz torna-se:

$$Q = \begin{bmatrix} 2D & 0 & -K_R K_f \eta_3 \frac{D}{M} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -K_R K_f \eta_3 \frac{D}{M} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} & 0 & 2\frac{(\eta_{10})^2}{\eta_2} & -a_{34} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} \\ 0 & 0 & -a_{34} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} & 2\frac{K_{xpsc}}{K_c} \end{bmatrix} \quad (3.17)$$

Para valores usuais dos parâmetros do sistema, o elemento  $-K_R K_f \eta_3 \frac{D}{M} \frac{\eta_{10}}{\eta_2}$  fora da diagonal não compromete a definição de sinal da matriz Q dada na equação (3.17), que, verificadas as condições incluindo o bloco inferior, é positiva semi-definida. Apenas para fins de análise neste momento, considere-se  $D = 0$ . Desse modo, a definição de sinal de Q depende de:

$$\frac{(\eta_{10})^2}{\eta_2} \left[ 4 \frac{K_{xpsc}}{K_c} - \frac{a_{34}^2}{\eta_2} \right] > 0 \quad (3.18)$$

que para os valores usuais do sistema pode ser facilmente obtida com o adequado ajuste do ganho do CSC ( $K_c$ ).

Finalmente, cumpridas as condições enunciadas, a FL para a estabilidade da origem da equação (3.9) é:

$$V(x) = \frac{1}{2} M \omega^2 + \int_0^\sigma f(\sigma, e) d\sigma + \frac{1}{2} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} e^2 + \frac{1}{2} T_{csc} \frac{K_{xpsc}}{K_c} \Delta X_{csc}^2 \quad (3.19)$$

A função dada na equação (3.19) é positiva definida e pode ser vista como energia do sistema para afastamento do ponto de equilíbrio (a origem de (3.9)), identificando-se claramente a energia cinética:

$$E_c = \frac{1}{2} M \omega^2 \quad (3.20)$$

e a energia potencial:

$$E_p = \int_0^\sigma f(\sigma, e) d\sigma + \frac{1}{2} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} e^2 + \frac{1}{2} T_{csc} \frac{K_{xpsc}}{K_c} \Delta X_{csc}^2 \quad (3.21)$$

Nesta última, pode-se ainda destacar cada uma das parcelas. A integral representa a parcela relativa ao sistema de transmissão; a segunda parcela é inteiramente devida ao laço eletromagnético: a variável  $e$  é a tensão interna da máquina e o coeficiente depende exclusivamente de parâmetros do campo e do RAT; e finalmente, a terceira e última parcela depende unicamente – tanto coeficiente como variável – do compensador série controlado (CSC). Estas parcelas de energia potencial estão diretamente associadas às respectivas contribuições de torque líquido restaurativo do equilíbrio no eixo da máquina.

Uma visão da contribuição ao amortecimento das oscilações eletromecânicas pode ser obtida realizando uma nova redução de ordem do modelo pela consideração de atuação instantânea do CSC. Supondo  $T_{csc} = 0$ , a nova representação do sistema é obtida com  $x_{csc} = K_c \omega$ , assim:

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{\omega} \\ \Delta \dot{\delta} \\ \Delta \dot{e} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{M}(D + K_c K_{xpcsc}) & -\frac{1}{M} & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ a_{31} + K_c a_{34} & 0 & -\eta_{10} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \omega \\ f_1(\sigma, e) \\ e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\eta_2 g_1(\sigma) \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

sendo  $a_{31}$  e  $a_{34}$  dados pelas equações (3.11) e (3.12) respectivamente. Note-se a evidente presença da compensação em adição ao termo de amortecimento. A construção da FL seguindo os mesmos passos que conduziram a equação (3.19) leva a:

$$V(x) = \frac{1}{2} M \omega^2 + \int_0^\sigma f(\sigma, e) d\sigma + \frac{1}{2} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} e^2 \quad (3.23)$$

com a matriz Q dada por

$$Q = \begin{bmatrix} 2(D + K_c K_{xpcsc}) & 0 & -(a_{31} + K_c a_{34} p_3) \\ 0 & 0 & 0 \\ -(a_{31} + K_c a_{34} p_3) & 0 & 2\eta_{10} p_3 \end{bmatrix} \quad (3.24)$$

e cuja (semi-) definição de sinal depende de

$$[4(D + K_c K_{xpcsc})\eta_{10} p_3 - (a_{31} + K_c a_{34} p_3)^2] > 0 \quad (3.25)$$

e a estabilização pode ser assegurada com o adequado ajuste do ganho do CSC ( $K_c$ ) ([2]).



### 3.2.1 –Funções Potenciais

A função potencial dada pela equação (3.21) pode ser mostrada graficamente em termos de suas curvas de nível. A função potencial possui extremos que são identificados pela nulidade do gradiente da FL como mostrado a seguir:

$$\nabla V(x) = P\phi(x) + \psi(x) = 0 \quad (3.26)$$

ou seja:

$$\nabla V(x) = \begin{bmatrix} p_1 \Delta\omega \\ p_2 f_1(\sigma, e) \\ p_3 e \\ p_4 \Delta X_{csc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ p_2 g_1(\sigma) \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M\Delta\omega \\ f_1(\sigma, e) \\ \eta_{10} e + g_1(\sigma) \\ \eta_2 \\ p_4 \Delta X_{csc} \end{bmatrix} = 0 \quad (3.27)$$

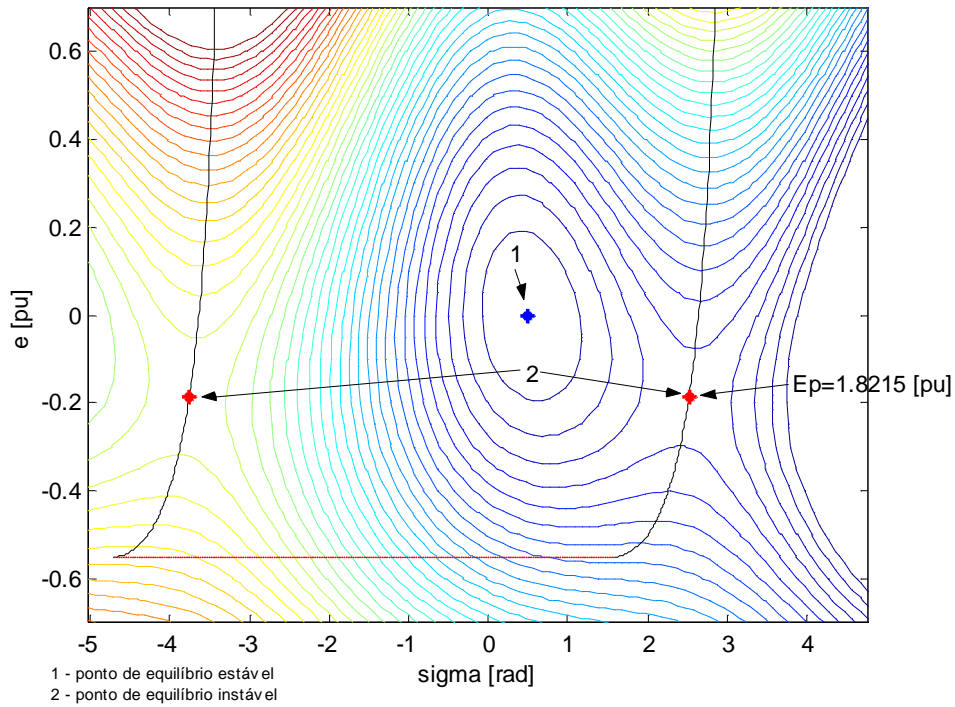
Nota-se que  $\nabla V(x) = 0$  reproduz as equações dos pontos de equilíbrio do sistema, ou seja,  $\Delta\omega = 0$ ;  $f_1(\sigma, e) = 0$ ;  $\eta_{10}e + \eta_2 g_1(\sigma) = 0$  e  $\Delta X_{csc} = 0$ . As três últimas evidenciam que os pontos de equilíbrio são extremos locais de  $E_p$ , com a origem sendo um mínimo e os outros mini-max.

Traçando as curvas (equipotenciais) de nível da  $E_p$ , uma para  $\Delta X_{csc} \cong 0$  e outra para  $e \cong 0$ , pode-se observar o comportamento da função potencial. Primeiramente traçou-se a curva de nível da função potencial  $E_p$  no plano  $\sigma \times e$ , obtendo-se a Figura 3.1 apresentada a seguir. Note-se que o valor da energia potencial no ponto de equilíbrio instável do 1º quadrante, para este caso, é  $E_p = 1,8215$  [pu].

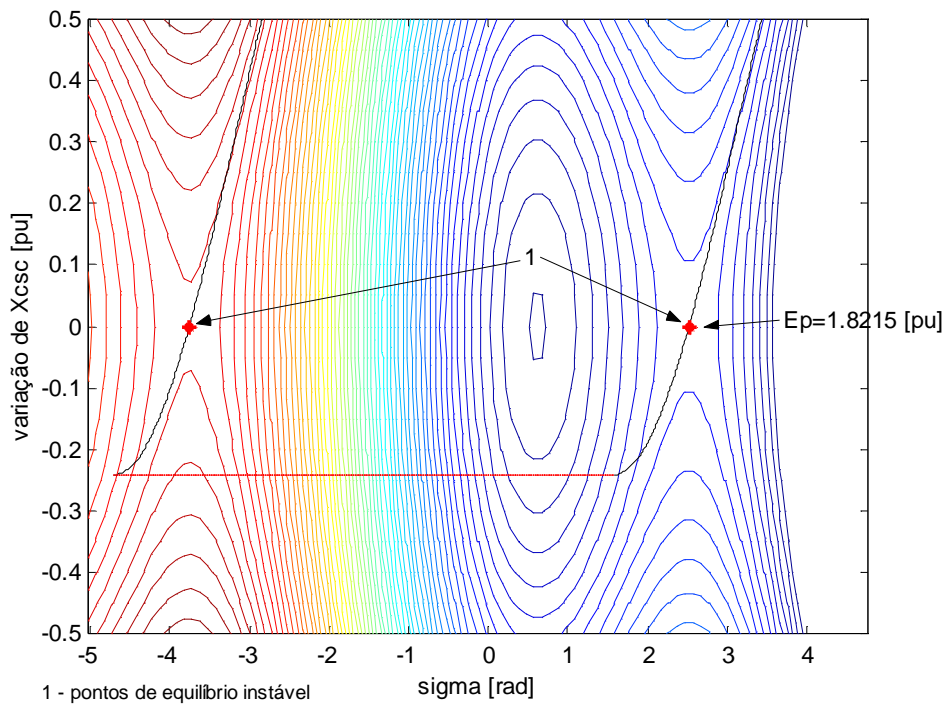
As curvas de nível da função potencial  $E_p$  no plano  $\sigma \times \Delta X_{csc}$  são apresentadas na Figura 3.2, sendo que o valor da energia potencial no ponto de equilíbrio instável do 1º quadrante é  $E_p = 1,8215$  [pu].

As Figuras 3.1 e 3.2 são visualizações distintas da mesma função, demonstrando suas características de energia potencial através do comportamento nos pontos de equilíbrio. No ponto de equilíbrio estável (Centro), a função apresenta um mínimo enquanto que nos pontos de equilíbrio instável (Sela) apresenta um mini-max. Os

pontos de equilíbrio instável são facilmente identificados através dos gráficos das Figuras 3.1 e 3.2.



**Figura 3.1** – Curvas de nível da função potencial traçadas no plano  $\sigma \times e$  para o sistema MBI com a presença do CSC.



**Figura 3.2** – Curvas de nível da função potencial traçadas no plano  $\sigma \times \Delta X_{csc}$ , com  $e$  avaliado no ponto de equilíbrio instável, para o sistema MBI com a presença do CSC.

### 3.3 – Construção da Função de Lyapunov para o Sistema MBI com Compensador Estático de Reativos

De modo análogo ao caso com o CSC, procura-se, inicialmente, dar à representação do sistema apresentado na equação (2.172) uma estrutura mais favorável. Faz-se, então, a mudança de variáveis definida por:

$$\bar{\varepsilon} = \varepsilon + \beta\omega \quad (3.28)$$

com  $\beta = -\eta_6 M$ , de modo que o sistema é reescrito como:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{e} \\ \Delta\dot{\bar{\varepsilon}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{(D+K_{psvc})}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ -(\beta\eta_3 + K_{isvc}\eta_2) & 0 & -\eta_4 & \eta_3 \\ a_{41} & 0 & -\eta_7 & -\eta_8 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ f_3(\sigma, e) \\ e \\ \bar{\varepsilon} \end{bmatrix} \quad (3.29)$$

$$+ [0 \ 0 \ -\eta_2 \cdot g_3(\sigma) \ 0]^T$$

$$\text{com} \quad a_{41} = -\eta_5 + \eta_8\beta + \eta_6(D + K_{psvc}); \quad \eta_2 = \frac{(X_d - X'_d)}{T'_{do}}; \quad \eta_3 = \frac{1}{T'_{do}};$$

$$\eta_4 = \left( \frac{X_{es}^0 - (X_d - X'_d)}{X_{es}^0 \cdot T'_{d0}} \right); \quad \eta_5 = \frac{K_R}{T_R} K_{vsvc}; \quad \eta_6 = \frac{K_R}{T_R} K_f; \quad \eta_7 = \frac{K_R}{T_R} K_e; \quad \eta_8 = \frac{1}{T_R}.$$

Note que a variável  $\bar{\varepsilon}$  (assim como  $\varepsilon$ ) tem dinâmica regida por  $T_R$ , e que esta variável tem influência direta somente sobre a variação da tensão interna da máquina ( $e$ ), cuja dinâmica é regida por  $T'_{do}$ . Uma vez que, usualmente,  $T_R \ll T'_{do}$ , sendo isto mais acentuado para excitatrizes estáticas, pode-se desconsiderar a dinâmica do RAT diante da dinâmica do campo, fazendo  $T_R \dot{\bar{\varepsilon}} = 0$  no modelo, o qual se reduz a

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{e} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{(D+K_{psvc})}{M} & -\frac{1}{M} & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ a_{31} & 0 & -\eta_9 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ f_3(\sigma, e) \\ e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\eta_2 g_3(\sigma) \end{bmatrix} \quad (3.30)$$

sendo:

$$\eta_9 = \eta_4 + \eta_3 K_R K_e \quad (3.31)$$

$$a_{31} = -[-\eta_3 \eta_6 M + \eta_2 K_{isvc} + \eta_3 K_R K_{vsvc} + K_R K_f M(1 + D + K_{psvc})] \quad (3.32)$$

Uma vez que, por exemplo, para excitatriz do tipo IEEE – ST1A,  $T_R = 0$  ([13]), então o modelo obtido da redução corresponde à realidade.

Notando que a equação (3.30) é descrita da forma da equação (3.1), propõe-se  $V(x)$  da forma da equação (3.2), sendo neste caso

$$\psi^T = [0 \quad 0 \quad p_2 g_3(\sigma)]^T \quad (3.33)$$

e

$$F(x) - AP^{-1}\psi = \left[ 0 \quad 0 \quad (-\eta_2 + \eta_9 \frac{p_2}{p_3}) g_3(\sigma) \right]^T \quad (3.34)$$

de modo que, com

$$p_3 = \frac{\eta_9}{\eta_2} p_2 \quad (3.35)$$

obtem-se  $F(x) - AP^{-1}\psi = 0$ , restando agora a verificação do sinal da matriz  $Q$ . Seja:

$$Q = \begin{bmatrix} 2p_1 \frac{(D + K_{psvc})}{M} & \frac{p_1}{M} - p_2 & -a_{31} p_3 \\ \frac{p_1}{M} - p_2 & 0 & 0 \\ -a_{31} p_3 & 0 & 2\eta_9 p_3 \end{bmatrix} \quad (3.36)$$

Com  $p_1 = M$  e  $p_2 = 1$  a matriz torna-se:

$$Q = \begin{bmatrix} 2(D + K_{psvc}) & 0 & -a_{31} \frac{\eta_9}{\eta_2} \\ 0 & 0 & 0 \\ -a_{31} \frac{\eta_9}{\eta_2} & 0 & 2 \frac{(\eta_9)^2}{\eta_2} \end{bmatrix} \quad (3.37)$$

Para valores usuais dos parâmetros do sistema a matriz dada na equação (3.37) é positiva semi-definida. Apenas para fins de análise neste momento, considere-se  $D = 0$ . Desse modo, a definição de sinal de  $Q$  depende de

$$\frac{(\eta_9)^2}{\eta_2} \left[ 4K_{\text{psvc}} - \frac{a_{31}^2}{\eta_2} \right] > 0 \quad (3.38)$$

que pode ser alcançado com o ajuste do ganho do SVC ( $K\ell$ ) presente na parcela  $4K_{\text{psvc}}$ .

Finalmente, cumpridas as condições enunciadas, a FL para a estabilidade da origem da equação (3.30) é:

$$V(x) = \frac{1}{2} M\omega^2 + \int_0^\sigma f_3(\sigma, e) d\sigma + \frac{1}{2} \frac{\eta_9}{\eta_2} e^2 \quad (3.39)$$

A função dada na equação (3.39) é positiva definida em uma região que contém o ponto de equilíbrio estável e pode ser vista como energia do sistema para afastamento do ponto de equilíbrio (a origem de (3.30)), identificando-se claramente a energia cinética:

$$E_c = \frac{1}{2} M\omega^2 \quad (3.40)$$

e a energia potencial:

$$E_p = \int_0^\sigma f_3(\sigma, e) d\sigma + \frac{1}{2} \frac{\eta_9}{\eta_2} e^2 \quad (3.41)$$

Nesta última, pode-se ainda destacar cada uma das parcelas. A integral representa a parcela relativa ao sistema de transmissão, enquanto que a segunda parcela é devida ao laço eletromagnético e ao SVC: a variável é a tensão interna da máquina e o coeficiente depende de parâmetros do campo, do RAT e do SVC. Estas parcelas de energia potencial estão diretamente associadas às respectivas contribuições de torque líquido restaurativo do equilíbrio no eixo da máquina.

A atuação do SVC fornece grande contribuição ao amortecimento das oscilações, isto fica evidente com a presença do SVC em adição ao termo de amortecimento na matriz  $Q$  (3.37).]

### 3.3.1 – Funções Potenciais

De modo análogo ao sistema com CSC, a função potencial dada pela equação (3.41) pode ser mostrada graficamente em termos de suas curvas de nível. Os extremos da função potencial são dados pela nulidade do gradiente da FL tal que:

$$\nabla V(x) = P\phi(x) + \psi(x) = 0 \quad (3.42)$$

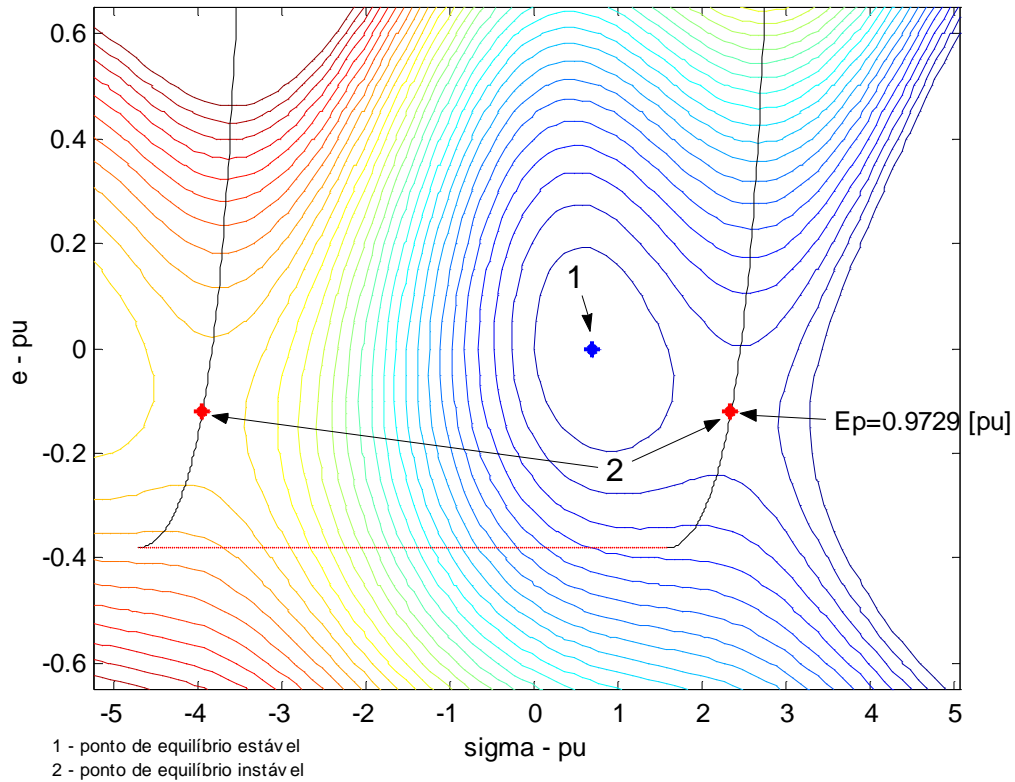
ou seja:

$$\nabla V(x) = \begin{bmatrix} p_1 \Delta\omega \\ p_2 f_3(\sigma, e) \\ p_3 e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ p_2 g_3(\sigma) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M\Delta\omega \\ f_3(\sigma, e) \\ \frac{\eta_9}{\eta_2} e + g_3(\sigma) \end{bmatrix} = 0 \quad (3.43)$$

Desse modo,  $\nabla V(x) = 0$  reproduz as equações dos pontos de equilíbrio do sistema, ou seja,  $\Delta\omega = 0$ ;  $f_3(\sigma, e) = 0$  e  $\eta_9 e + \eta_2 g_3(\sigma) = 0$ . As duas últimas equações evidenciam que os pontos de equilíbrio são extremos locais de  $E_p$ , com a origem sendo um mínimo e os outros mini-max.

Traçando-se as curvas de nível da  $E_p$  pode-se observar o comportamento da função potencial. A Figura 3.3 apresenta o gráfico das curvas de nível do sistema MBI com a presença do SVC, traçadas no plano  $\sigma \times e$ . Note que a energia potencial no ponto de equilíbrio instável do 1º quadrante é  $E_p = 0,9729$  [pu]

As características de energia potencial podem ser verificadas através do comportamento nos pontos de equilíbrio. No ponto de equilíbrio estável (Centro), a função apresenta um mínimo enquanto que nos pontos de equilíbrio instável (Sela) apresenta um mini-max. Os pontos de equilíbrio instável são facilmente identificados através do gráfico da Figura 3.3.



**Figura 3.3** – Curvas de nível da função potencial traçadas no plano  $\sigma \times e$  para o sistema MBI com a presença do SVC.

Apenas para fins de visualização, traçou-se as curvas de nível da função potencial do sistema MBI sem FACTS. A obtenção da Função de Lyapunov (FL) para o sistema MBI sem dispositivos FACTS foi tratada em ([4]), chegando-se a:

$$V(x) = \frac{1}{2} M \omega^2 + \int_0^{\sigma} f(\sigma, e) d\sigma + \frac{1}{2} \frac{\eta_8}{\eta_2} e^2 \quad (3.44)$$

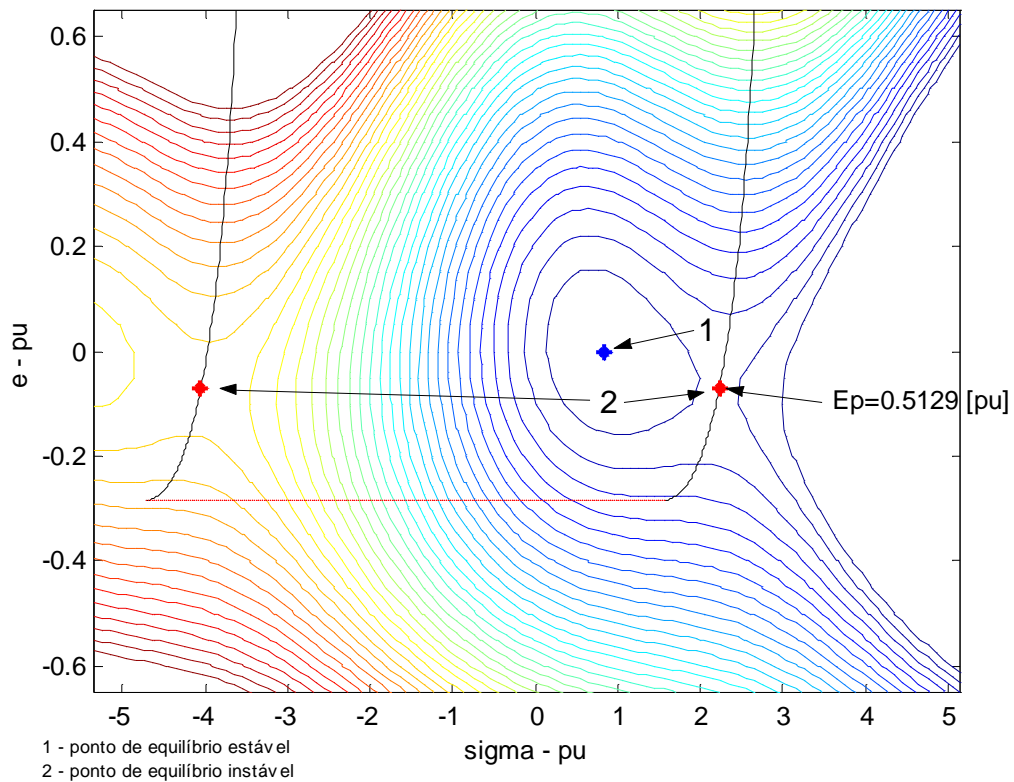
$$\text{sendo} \quad : \quad \eta_1 = \left( \frac{X_e - X_{csc}^0 + X_d}{X_e - X_{csc}^0 + X_d'} \right) \frac{1}{T_{d0}'}; \quad \eta_2 = \frac{(X_d - X_d')}{T_{d0}'}; \quad \eta_3 = \frac{1}{T_{d0}'};$$

$$\eta_8 = \eta_1 + \eta_3 K_R K_e$$

E a função potencial obtida neste caso é dada por:

$$E_p = \int_0^{\sigma} f(\sigma, e) d\sigma + \frac{1}{2} \frac{\eta_8}{\eta_2} e^2 \quad (3.45)$$

Dessa forma, as curvas de nível da função potencial (3.45) para o sistema MBI sem FACTS são apresentadas na Figura 3.4 abaixo.



**Figura 3.4** – Curvas de nível da função potencial traçadas no plano  $\sigma \times e$  para o sistema MBI sem FACTS.

A presença dos dispositivos FACTS provoca um afastamento entre os pontos de equilíbrio estável e instável do sistema, por consequência ocorre um aumento da energia potencial nos pontos de equilíbrio instável, como pode ser verificado comparando-se os gráficos das Figuras 3.1, 3.3 e 3.4. Este aumento da energia potencial, em termos de estabilidade, significa que o sistema necessita de uma maior energia para atingir o ponto crítico (equilíbrio instável), o que se traduz, como será visto adiante, em maiores tempos críticos para eliminação das faltas.



## **Método da Região de Sincronização Positiva (RSP)**

O método da RSP é um método automático de análise de estabilidade transitória de SEE que utiliza algumas condições das Funções de Lyapunov (FL) descritas no capítulo 3 e as trajetórias pós-falta do sistema perturbado. Neste capítulo descrevem-se a forma de obtenção da RSP, a evolução da trajetória pós-falta do sistema em relação à RSP e o teste de estabilidade.

### **4.1 – Obtenção da RSP ([4])**

Em torno do ponto de equilíbrio estável há uma região onde as forças (generalizadas) que atuam no sistema se caracterizam como ações restaurativas do equilíbrio. O torque líquido no eixo da máquina, dado pela variação da potência em torno do ponto de equilíbrio, é [4]:

$$f(\sigma, e) = BV[(E^0 + e)\text{sen}(\sigma + \delta^0) - E^0 \text{sen} \delta^0] \quad (4.1)$$

A região onde ele atua de modo sincronizante é definida como Região de Sincronização Positiva (RSP). Para efeito de definição da RSP, considerem-se valores fixos da variável  $e$ . Para diferentes valores de  $e$  têm-se diferentes pontos de equilíbrio estável  $\sigma_e(e)$ , ao longo da curva tracejada (que passa pela origem) na Figura 4.1.

O torque líquido  $f(\sigma, e)$  é ação restaurativa para o ponto de equilíbrio  $\sigma_e(e)$  na região em que  $[\sigma - \sigma_e(e)]f(\sigma, e) > 0$  com  $(\sigma \neq \sigma_e(e))$ , de onde

$$\text{RSP} = \{(\sigma, e): \exists \sigma_e(e) \text{ e } [\sigma - \sigma_e(e)]f(\sigma, e) > 0 \text{ para } \sigma \neq \sigma_e(e)\} \quad (4.2)$$

A RSP está limitada por curvas aqui definidas como Curvas de Torque Nulo (CTNs) através de  $f(\sigma, e) = 0$  e pela linha de Mínima Tensão Interna (MTI).

De (4.1), as CTNs são dadas por

$$(E^0 + e)\text{sen}(\sigma + \delta^0) - E^0 \text{sen} \delta^0 = 0 \quad (4.3)$$

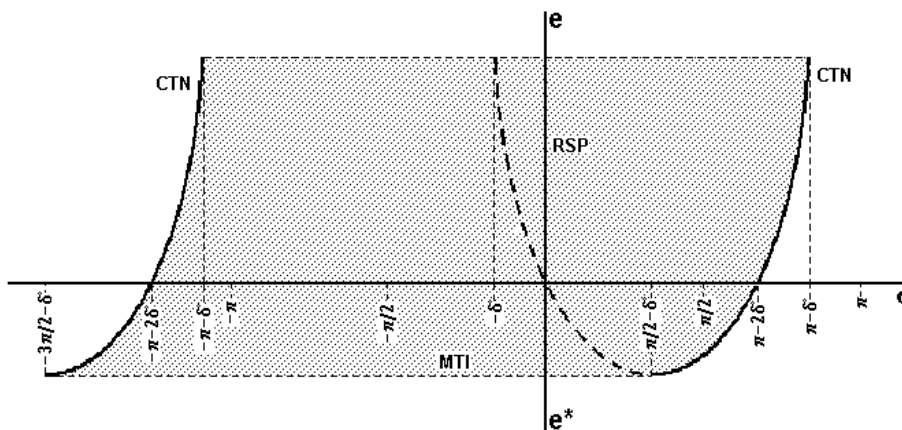
As CTNs são curvas que passam, uma por  $(\sigma, e) = (\pi - 2\delta^0, 0)$  e outra por  $(\sigma, e) = (-\pi - 2\delta^0, 0)$  (vide Figura 4.1).

Existe ainda outra fronteira a considerar, esta associada à existência de  $\sigma_e(e)$ , para o que é necessário  $f(\pi/2 - \delta^0, e) > 0$ , conduzindo a

$$e > E^0 (\text{sen} \delta^0 - 1) \quad (4.4)$$

Define-se então a linha de mínima tensão interna (MTI) por

$$e^* = E^0 (\text{sen} \delta^0 - 1) \quad (4.5)$$



**Figura 4.1** – RSP e suas fronteiras.

A RSP não tem fronteira na direção de  $e$  positivo. De fato, valores elevados da tensão interna não representam restrições de estabilidade, ao contrário, reforçam o torque sincronizante ([4]).

Enquanto no interior da RSP o torque líquido no eixo da máquina atua como restaurador do equilíbrio, no exterior atua no sentido de afastar o sistema do ponto de equilíbrio estável.

O princípio básico do método consiste em verificar se a trajetória do sistema abandona a RSP (concluindo pela instabilidade) ou não (concluindo pela estabilidade). Para isto, é necessário avaliar o comportamento da trajetória em relação às fronteiras da RSP.

#### **4.2 – Evolução da Trajetória Pós-Falta em Relação à RSP**

A falta considerada é do tipo curto-circuito. Durante o regime de falta a tensão interna da máquina evolui de modo crescente e ao final deste período a variável  $e$  tem valor significativamente distante de  $e^*$  (4.5). O objetivo do estudo é análise de primeira oscilação (duração de cerca de  $\frac{1}{4}$  do período da oscilação) durante a qual a variável  $e$  não sofre variações tão acentuadas que a aproximem de  $e^*$ .

Com isto, pode-se fazer as seguintes suposições:

1. No caso de instabilidade, a RSP é abandonada através da CTN, e não da MTI.
2. Na faixa de valores de  $e$  da primeira oscilação, a curvatura da CTN não é acentuada.

Como consequência de (1), o critério de estabilidade pode ser formulado com base na observação da trajetória do sistema no plano  $\sigma \times e$  considerando seu comportamento em relação à CTN. De (2), a distância de um ponto  $(\sigma, e)$  da trajetória à CTN é aproximada pela distância deste ponto à reta tangente (t) à CTN no ponto  $(\sigma_{CTN}, e)$ , como ilustrado na Figura 4.2.

Para os propósitos deste trabalho basta avaliar as variações de  $d$  ao longo do tempo, de modo que se considera sua derivada temporal dada por:

$$\dot{d} = [\dot{\sigma} \quad \dot{e}] \text{grad } f(\sigma_{CTN}, e) \quad (4.6)$$

No ponto  $(\sigma_{CTN}, e)$  a equação do torque líquido da máquina é dada por:

$$f(\sigma_{CTN}, e) = BV[(E^{\ast 0} + e) \text{sen}(\sigma_{CTN} + \delta^0) - E^{\ast 0} \text{sen} \delta^0] = 0 \quad (4.7)$$

assim,

$$\sigma_{CTN} = \arcsen \frac{E^{\ast 0} \text{sen} \delta^0}{E^{\ast 0} + e} - \delta^0 \quad (4.8)$$

Substituindo as expressões, chega-se a

$$\dot{d} = BV[-\omega(E^{\ast 0} + e) \sqrt{1 - \mu^2(e)} + \dot{e} \mu(e)] \quad (4.9)$$

com

$$\mu(e) = \frac{E^{\ast 0} \text{sen} \delta^0}{E^{\ast 0} + e} \quad (4.10)$$

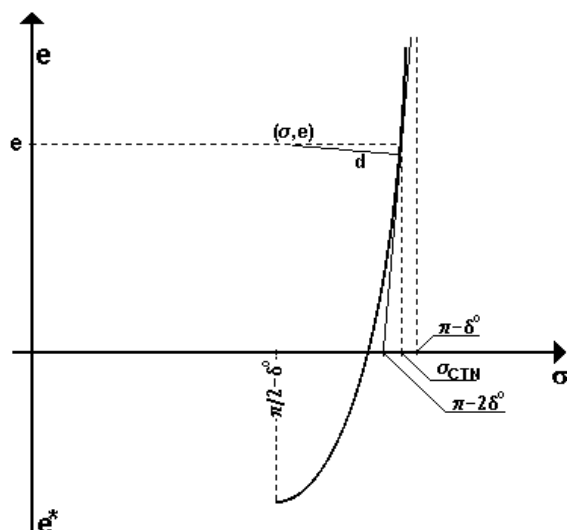


Figura 4.2 – Aproximação da Distância de um Ponto à CTN

### 4.3 – Teste de Estabilidade

O teste descrito a seguir é baseado na função potencial do sistema e nos conceitos de RSP e CTN. Parte-se do princípio que, considerada falta do tipo curto-circuito, o regime pós-falta inicia com  $V_P(\sigma, e)$  crescente, passando por um máximo em certo instante. Este, ou um instante próximo posterior, é o momento em que a trajetória do sistema mostrará a tendência definitiva de estabilidade ou instabilidade. A seguir, apresenta-se um algoritmo para efetuar o teste de estabilidade:

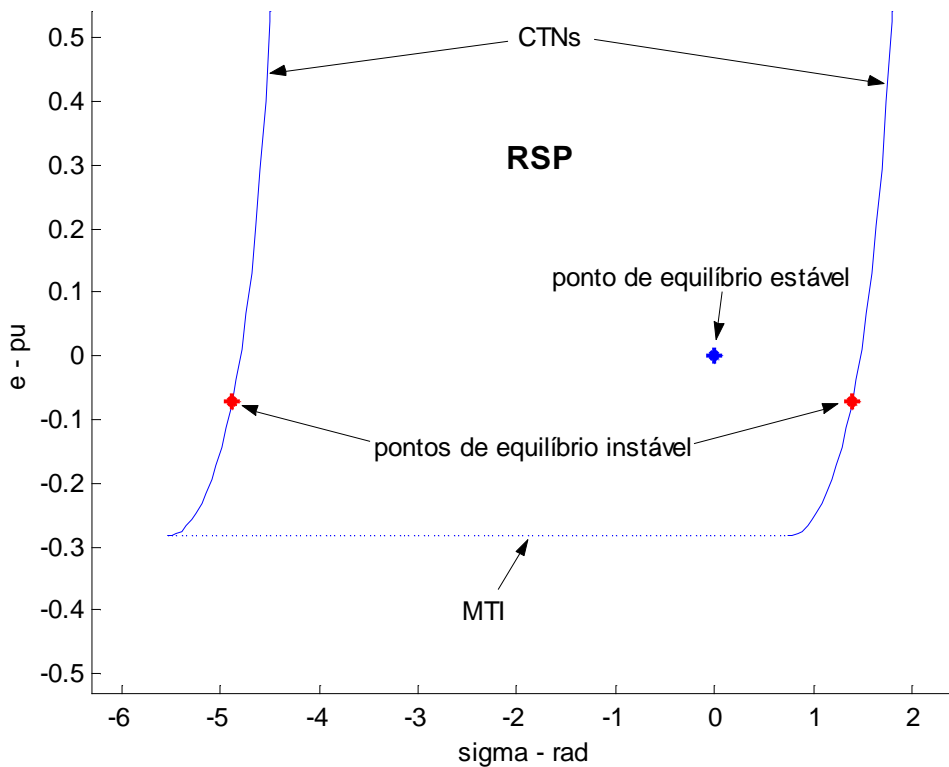
- **Passo 1** – Se o regime pós-falta inicia no interior da RSP, monitorar a trajetória até  $E_P(\sigma, e)$  atingir um máximo sem deixar a RSP; ir ao passo 2.  
Caso o regime pós-falta inicie no exterior da RSP, ou o máximo de  $E_P(\sigma, e)$  ocorra fora da RSP, considera-se o sistema instável.
- **Passo 2** – Se  $\dot{d} > 0$ , concluir pela estabilidade.  
Se  $\dot{d} < 0$ , continuar monitorando a trajetória; ir ao passo 3.
- **Passo 3** – Se a CTN é atingida com  $\dot{d} < 0$ , concluir pela instabilidade.  
Se  $\dot{d}$  inverter o sinal, concluir pela estabilidade.

#### 4.4 – Método da RSP aplicado ao sistema MBI sem FACTS

Os resultados obtidos nas seções anteriores, quando das descrições dos procedimentos para a obtenção da RSP e para o equacionamento de  $\dot{d}$  (evolução da trajetória pós-falta), são, na realidade, os resultados do sistema MBI sem FACTS. Desta forma, a RSP (equação (4.2)) do sistema MBI sem FACTS é limitada pelas CTNs dadas na equação (4.3) e pela linha de MTI da equação (4.5), enquanto que o desenvolvimento da equação de  $\dot{d}$  leva às equações (4.7) a (4.10), sendo

$$B = \frac{1}{X_e + X_d'} \quad (4.11)$$

A região de sincronização positiva (RSP) para este caso é mostrada na Figura 4.3 abaixo.



**Figura 4.3** – RSP e suas fronteiras, para o sistema MBI sem dispositivos FACTS.

#### **4.5 – Método da RSP aplicado ao sistema MBI com CSC**

O equacionamento para a obtenção da RSP e também para a evolução da trajetória pós-falta do sistema MBI sob a ação do CSC foi tratado em ([2]), levando aos resultados apresentados na seqüência.

##### **4.5.1 – Obtenção da RSP**

Seja a equação do torque líquido:

$$\Delta P_e = f(\sigma, e, x_{csc}) = B^0 V[(E^0 + e) \text{sen}(\sigma + \delta^0) - E^0 \text{sen} \delta^0] + K_{xpcsc} \cdot x_{csc} \quad (4.12)$$

A RSP, neste caso, é uma região definida no espaço tridimensional descrito por  $(\sigma, e, x_{csc})$ , tendo como fronteiras superfícies definidas por  $f(\sigma, e, x_{csc}) = 0$ , chamadas Superfícies de Torque Nulo (STNs), e outras restrições de existência de equilíbrio.

Devido as dificuldades de visualização no espaço tridimensional, fez-se análises da RSP projetada no plano  $(\sigma \times e)$  e no plano  $(\sigma \times x_{csc})$ . No plano  $(\sigma \times e)$ , fazendo-se  $x_{csc} = 0$ , a RSP é definida pela equação:

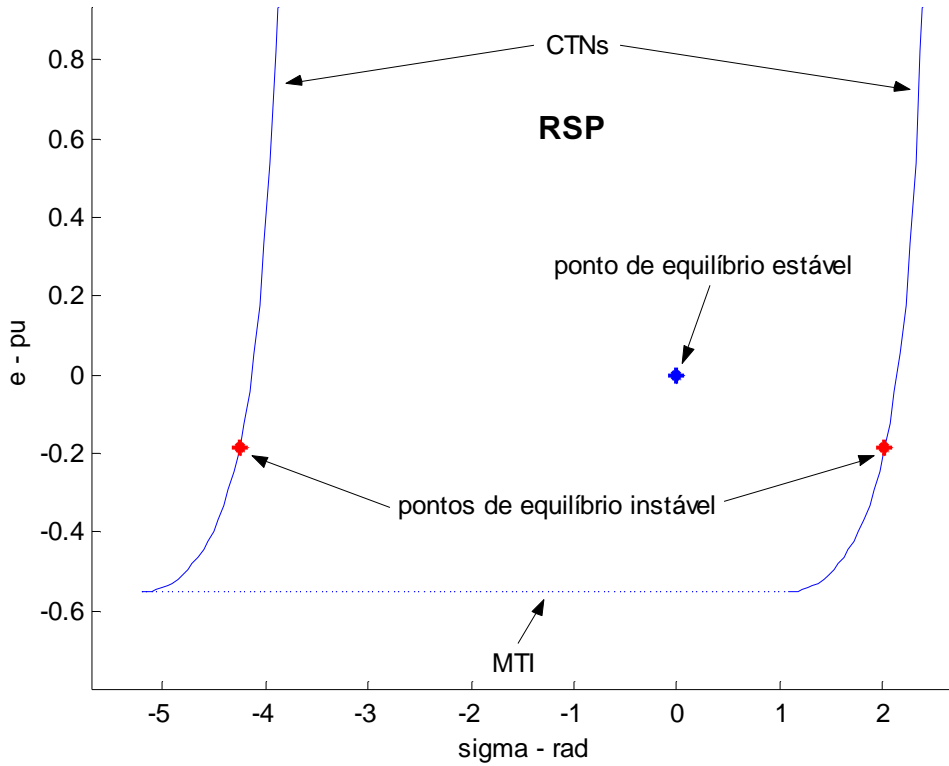
$$RSP = \{(\sigma, e) : \exists \sigma_e(e) \text{ e } [\sigma - \sigma_e(e)].f_1(\sigma, e) > 0 \text{ para } \sigma \neq \sigma_e(e)\} \quad (4.13)$$

sendo limitada pelas CTNs definidas na equação (4.14) e pela linha de MTI definida na equação (4.15).

$$(E^0 + e) \text{sen}(\sigma + \delta^0) - E^0 \text{sen} \delta^0 = 0 \quad (4.14)$$

$$e^* = E^0 (\text{sen} \delta^0 - 1) \quad (4.15)$$

Dessa forma, a RSP do sistema MBI com CSC definida no plano ( $\sigma \times e$ ) é dada na Figura 4.4.



**Figura 4.4** – RSP e suas fronteiras, definida no plano ( $\sigma \times e$ ) para o sistema MBI com CSC.

No plano ( $\sigma \times x_{csc}$ ), fazendo-se  $e = 0$ , a RSP é definida pela equação:

$$RSP = \{(\sigma, x_{csc}) : \exists \sigma_e(x_{csc}) \text{ e } [\sigma - \sigma_e(x_{csc})] \cdot f(\sigma, x_{csc}) > 0 \text{ para } \sigma \neq \sigma_e(x_{csc})\} \quad (4.16)$$

Sendo limitada pelas Curvas de Torque Nulo (CTNs) definidas através de  $f(\sigma, x_{csc}) = 0$ . Assim,

$$B^{\circ} E^{\circ} V[\text{sen}(\sigma + \delta^{\circ}) - \text{sen} \delta^{\circ}] + K_{xpcsc} x_{csc} = 0 \quad (4.17)$$

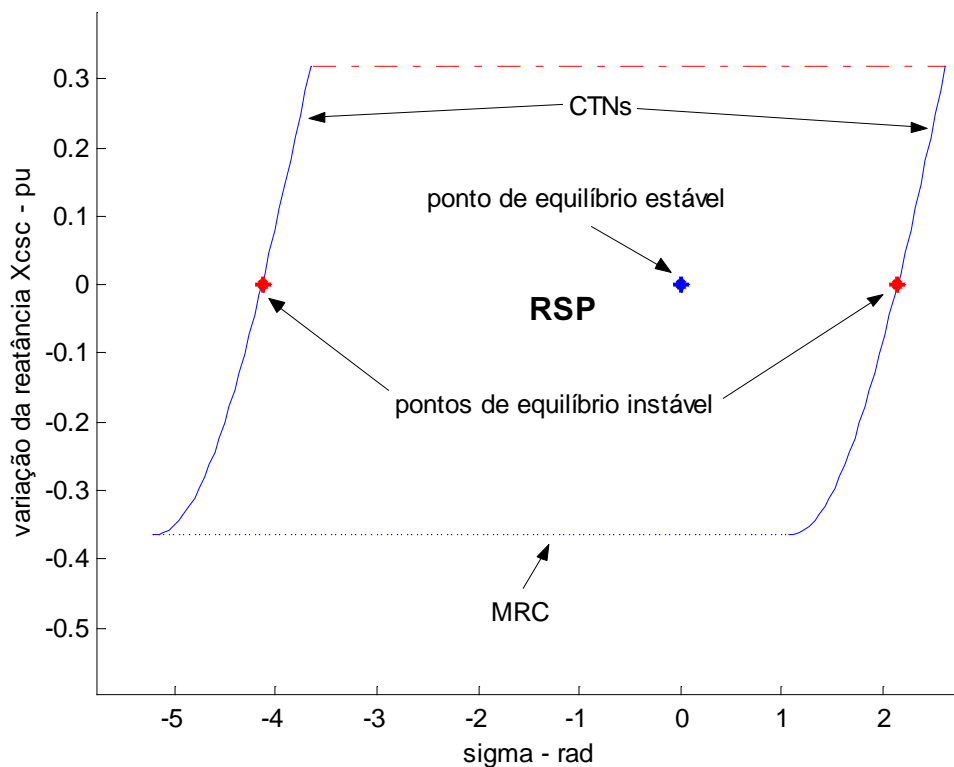
Existe ainda a fronteira associada à existência de  $\sigma_e(x_{csc})$ , para o que é necessário  $f(\pi/2 - \delta^{\circ}, x_{csc}) > 0$ . Dessa forma, define-se a linha de Mínima Reatância do CSC (MRC), dada por:



$$x_{csc}^* = \frac{1}{K_{xpcsc}} B^0 VE^{*0} (\text{sen } \delta^0 - 1) \quad (4.18)$$

como outra fronteira da RSP.

A Figura 4.5 apresenta a RSP definida no plano ( $\sigma \times x_{csc}$ ) para o sistema MBI com CSC.



**Figura 4.5** – RSP e suas fronteiras, definida no plano ( $\sigma \times x_{csc}$ ) para o sistema MBI com CSC.

Como foi explicitado em ([2]), traçou-se um paralelo entre a RSP do plano ( $\sigma \times e$ ) e do plano ( $\sigma \times x_{csc}$ ), e embora valores crescentes e positivos da reatância  $x_{csc}$  não imponham restrições quanto à estabilidade do sistema, tal qual no caso de  $e$ , isto só é válido para o modelo utilizado. Devido aos problemas de ressonância explicitados no capítulo 2, faz-se necessário estabelecer um limite para a reatância do CSC. Este limite é representado no gráfico acima pela linha tracejada em vermelho, indicando que a RSP está limitada pelas CTNs, pela linha de MRC e por este valor máximo permissível para  $X_{csc}$ .

#### 4.5.2 – Desenvolvimento de $\dot{d}$ para o sistema MBI sob a ação do compensador série controlado (CSC)

O desenvolvimento de  $\dot{d}$  para o sistema MBI sob a ação do CSC leva à [2]:

$$\dot{d} = [\dot{\sigma} \quad \dot{e} \quad \dot{x}_{csc}] \text{grad } f(\sigma_{CTN}, e, x_{csc}) \quad (4.19)$$

$$\sigma_{CTN} = \arcsen\left[\frac{E^{s0} \text{sen } \delta^0}{(E^{s0} + e)} (1 - B_{csc}^0 x_{csc})\right] - \delta^0 \quad (4.20)$$

Assim, tem-se:

$$\dot{d} = B_{csc}^0 V[-\omega(E^{s0} + e)\sqrt{1 - \mu^2(e, x_{csc})} + \dot{e}\mu(e, x_{csc})] + \dot{x}_{csc} K_{xpcsc} \quad (4.21)$$

com

$$\mu(e, x_{csc}) = \frac{E^{s0} \text{sen } \delta^0}{(E^{s0} + e)} (1 - B_{csc}^0 x_{csc}) \quad (4.22)$$

e

$$B_{csc}^0 = \frac{1}{X_e - X_{csc}^0 + X_d'} \quad (4.23)$$

#### **4.6 – Método da RSP aplicado ao sistema MBI com PS**

Desenvolve-se nesta seção o equacionamento para a obtenção da RSP e para a análise da evolução da trajetória pós-falta do sistema MBI sob a ação do defasador (PS). Os procedimentos adotados são os mesmos dos dois casos anteriores.

#### 4.6.1 – Obtenção da RSP

Seja a equação do torque líquido:

$$\Delta P_e = f(\sigma, e, \sigma_{ps}) = BV[(e + E^0) \text{sen}(\sigma + \beta^0 + \sigma_{ps}) - E^0 \text{sen} \beta^0] \quad (4.24)$$

A RSP é, então, uma região definida no plano ( $\sigma \times e$ ) tendo como fronteiras as Curvas de Torque Nulo (CTNs) definidas por  $f(\sigma, e, \sigma_{ps}) = 0$ . O termo  $\sigma_{ps}$  na equação do torque líquido provoca um deslocamento das CTNs na direção do eixo  $\sigma$ , fazendo com que a RSP movimente-se sobre o eixo  $\sigma$ , podendo a mesma assumir qualquer posição entre um máximo e um mínimo definido pela atuação do PS.

Fazendo-se  $\sigma_{ps} = 0$ , a RSP é definida pela equação:

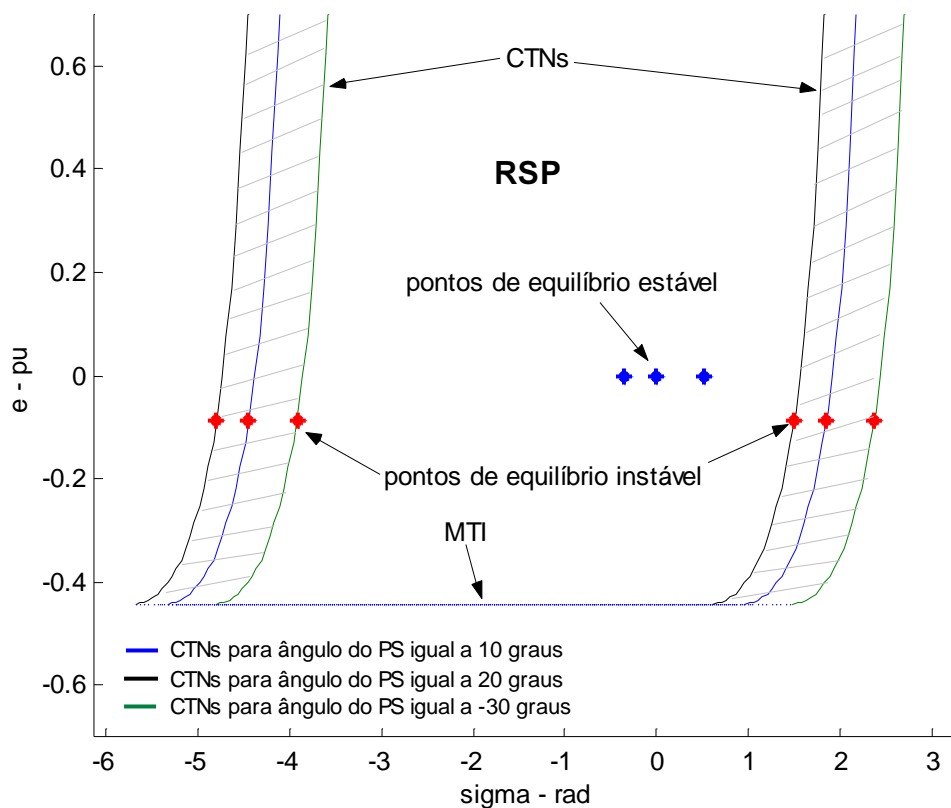
$$\text{RSP} = \{(\sigma, e) : \exists \sigma_e(e) \text{ e } [\sigma - \sigma_e(e)], f(\sigma, e) > 0 \text{ para } \sigma \neq \sigma_e(e)\} \quad (4.25)$$

sendo limitada pelas CTNs definidas na equação (4.26) e pela linha de MTI definida na equação (4.27).

$$(E^0 + e) \text{sen}(\sigma + \beta^0) - E^0 \text{sen} \beta^0 = 0 \quad (4.26)$$

$$e^* = E^0 (\text{sen} \beta^0 - 1) \quad (4.27)$$

A RSP para o sistema com PS é apresentada na Figura 4.6. Como foi dito anteriormente, a atuação do defasador provoca um deslocamento da RSP sobre o eixo  $\sigma$ , criando assim uma área de atuação para a mesma. A área hachurada na Figura 4.6 representa os locais onde as CTNs podem estar posicionadas, de acordo com a atuação do PS que possui um ângulo de operação de  $\pm 30^\circ$ , como já mencionado neste trabalho.



**Figura 4.6** – RSP e suas fronteiras, definida no plano ( $\sigma \times e$ ) para o sistema MBI com PS.

#### 4.6.2 - Desenvolvimento de $\dot{d}$ para o sistema MBI sob a ação do defasador (PS)

Desenvolvendo o equacionamento de  $\dot{d}$  para o sistema MBI sob a ação do PS, tem-se:

$$\dot{d} = [\dot{\sigma} \quad \dot{e} \quad \dot{\sigma}_{ps}] \text{grad } f(\sigma_{CTN}, e, \sigma_{ps}) \quad (4.28)$$

Por outro lado,

$$f(\sigma_{CTN}, e, \sigma_{ps}) = BV[(E^{s0} + e) \text{sen}(\sigma_{CTN} + \beta^0 + \sigma_{ps}) - E^{s0} \text{sen}\beta^0] = 0 \quad (4.29)$$

Com isso,

$$\sigma_{CTN} = \arcsen\left[\frac{E^0 \sin \beta^0}{E^0 + e}\right] - \beta^0 - \sigma_{ps} \quad (4.30)$$

substituindo-se as equações chega-se a:

$$\dot{d} = BV[-(\omega + \dot{\delta}_{ps}) \cdot (E^0 + e) \cdot \sqrt{1 - \mu^2(e)} + \dot{e}\mu(e)] \quad (4.31)$$

com

$$\mu(e) = \frac{E^0 \sin \beta^0}{E^0 + e} \quad (4.32)$$

e

$$B = \frac{1}{X_e + X_d} \quad (4.33)$$

#### **4.7 – Método da RSP aplicado ao sistema MBI com SVC**

Desenvolve-se nesta seção o equacionamento relativo à obtenção da RSP e à evolução da trajetória pós-falta para o sistema MBI sob a ação do compensador estático de reativos (SVC).

##### **4.7.1 – Obtenção da RSP**

Considere a equação do torque líquido no eixo da máquina:

$$\Delta P_e = f(\sigma, e, \omega) = B_{es}^0 V[(e + E^0) \sin(\sigma + \delta^0) - E^0 \sin \delta^0] + K_{psvc} \cdot \Delta \omega \quad (4.34)$$

Neste caso, seguindo o procedimento adotado anteriormente, fazendo-se  $e \equiv 0$  para fins de análise ter-se-ia o plano  $(\sigma \times \omega)$ ; mas o torque líquido no eixo da máquina é afetado então somente pelo defasamento angular. Além disto, nos pontos de equilíbrio têm-se necessariamente  $\omega = 0$ . Sendo assim, a RSP fica reduzida ao intervalo  $-\pi - \delta^\circ < \sigma < \pi - \delta^\circ$  definido no eixo  $\sigma$ . O plano  $(\sigma \times \omega)$  é conhecido como plano de fase, cuja definição estrita está associada a sistemas de segunda ordem. Dessa forma, no sistema com SVC ocorre uma degeneração do espaço tridimensional descrito por  $(\sigma, e, \omega)$  e a RSP passa a ser definida exclusivamente no plano  $(\sigma \times e)$ , tendo como fronteiras curvas definidas por  $f(\sigma, e) = 0$ , chamadas Curvas de Torque Nulo (CTNs).

A RSP no plano  $(\sigma \times e)$  é definida por:

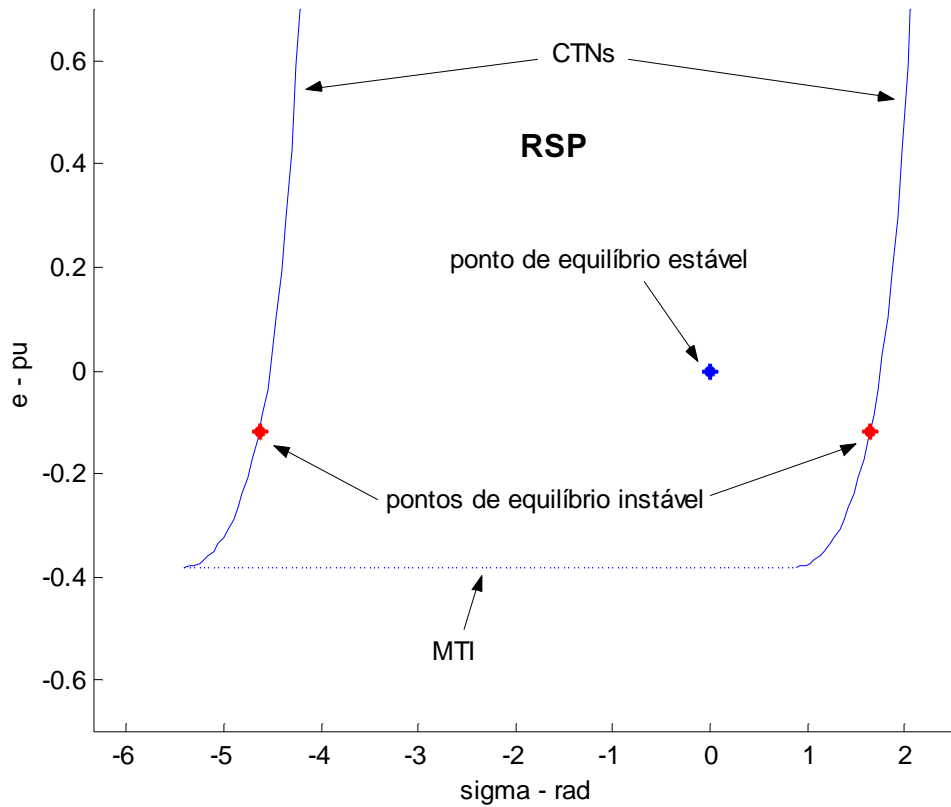
$$\text{RSP} = \{(\sigma, e) : \exists \sigma_e(e) \text{ e } [\sigma - \sigma_e(e)], f_3(\sigma, e) > 0 \text{ para } \sigma \neq \sigma_e(e)\} \quad (4.35)$$

sendo limitada pelas CTNs definidas na equação (4.36) e pela linha de MTI definida na equação (4.37).

$$(E^\circ + e) \text{sen}(\sigma + \delta^\circ) - E^\circ \text{sen} \delta^\circ = 0 \quad (4.36)$$

$$e^* = E^\circ (\text{sen} \delta^\circ - 1) \quad (4.37)$$

Dessa forma, a RSP do sistema MBI com SVC definida no plano  $(\sigma \times e)$  é dada na Figura 4.7.



**Figura 4.7** – RSP e suas fronteiras, definida no plano ( $\sigma \times e$ ) para o sistema MBI com SVC.

#### 4.7.2 - Desenvolvimento de $\dot{d}$ para o Sistema MBI sob a ação do Compensador Estático de Reativos (SVC)

O desenvolvimento de  $\dot{d}$  para o sistema MBI sob a ação do SVC conduz a:

$$\dot{d} = [\dot{\sigma} \quad \dot{e} \quad \dot{\omega}] \text{grad } f(\sigma_{CTN}, e, \omega) \quad (4.38)$$

Por outro lado,

$$f(\sigma_{CTN}, e, \omega) = B_{svc}^0 V [(E^{*0} + e) \text{sen}(\sigma_{CTN} + \delta^0) - E^{*0} \text{sen}(\delta^0)] + K_{psvc} \cdot \omega = 0 \quad (4.39)$$

Com isso,

$$\sigma_{\text{CTN}} = \arcsen\left[\frac{E^{s0} \text{sen } \delta^0}{(E^{s0} + e)} - \frac{K_{\text{psvc}} \cdot \omega}{B_{\text{svc}}^0 V(E^{s0} + e)}\right] - \delta^0 \quad (4.40)$$

Assim

$$\dot{d} = B_{\text{svc}}^0 V[-\omega(E^{s0} + e)\sqrt{1 - \mu^2(e, \omega)} + \dot{e} \cdot \mu(e, \omega)] + \dot{\omega} \cdot K_{\text{psvc}} \quad (4.41)$$

com

$$\mu(e, \omega) = \frac{E^{s0} \text{sen } \delta^0}{(E^{s0} + e)} - \frac{K_{\text{psvc}} \cdot \omega}{B_{\text{svc}}^0 V(E^{s0} + e)} \quad (4.42)$$

e

$$B_{\text{svc}}^0 = \frac{1}{X_{\text{es}}^0} = \frac{1}{[(X_a + X_b) + X_a X_b \left(\frac{\alpha_i^0}{X_i} - \frac{\alpha_C^0}{X_C}\right)]} \quad (4.43)$$



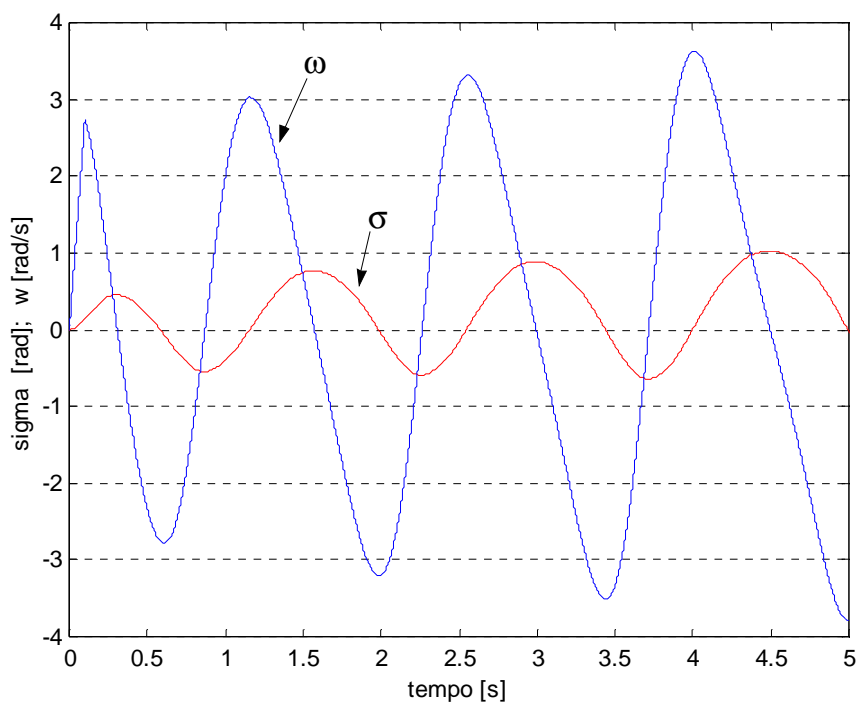
## **Resultados**

Neste capítulo apresentam-se os resultados obtidos no estudo do sistema MBI sob a ação dos dispositivos FACTS. A apresentação dos resultados divide-se em duas partes: comportamento dinâmico do sistema MBI, onde é estudada a validade dos modelos obtidos, bem como da capacidade de sincronização e amortecimento das oscilações de cada dispositivo FACTS; e comportamento transitório do sistema MBI, onde estuda-se a eficácia do método da RSP desenvolvido para a análise de primeira oscilação do sistema MBI com dispositivos FACTS. Os parâmetros do sistema MBI e dos dispositivos FACTS utilizados nas simulações são apresentados no anexo I. As simulações foram realizadas utilizando-se o programa Simulink versão 3.0 (toolbox do Matlab®).

### 5.1 - Comportamento Dinâmico do Sistema MBI

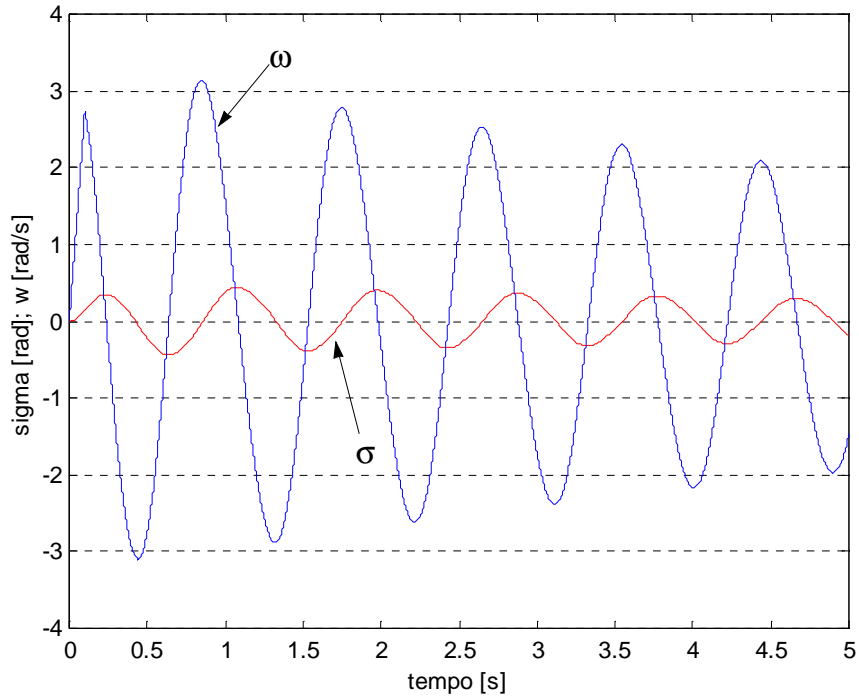
Para avaliar o comportamento dinâmico do sistema MBI sob a ação dos dispositivos FACTS, simulou-se o sistema com uma falta do tipo curto-circuito eliminada no tempo de chaveamento  $t_{ch}=0,1s$ . O comportamento das curvas de oscilação para cada uma das configurações simuladas é apresentado na seqüência.

A Figura 5.1 apresenta as variações do ângulo ( $\sigma$ ) e da velocidade angular ( $\omega$ ) da máquina quando o sistema MBI opera sem a atuação de dispositivos FACTS. Note-se, através das oscilações crescentes das curvas, que o curto-circuito introduziu uma oscilação de amplitude crescente que levará o sistema à perda de sincronismo.

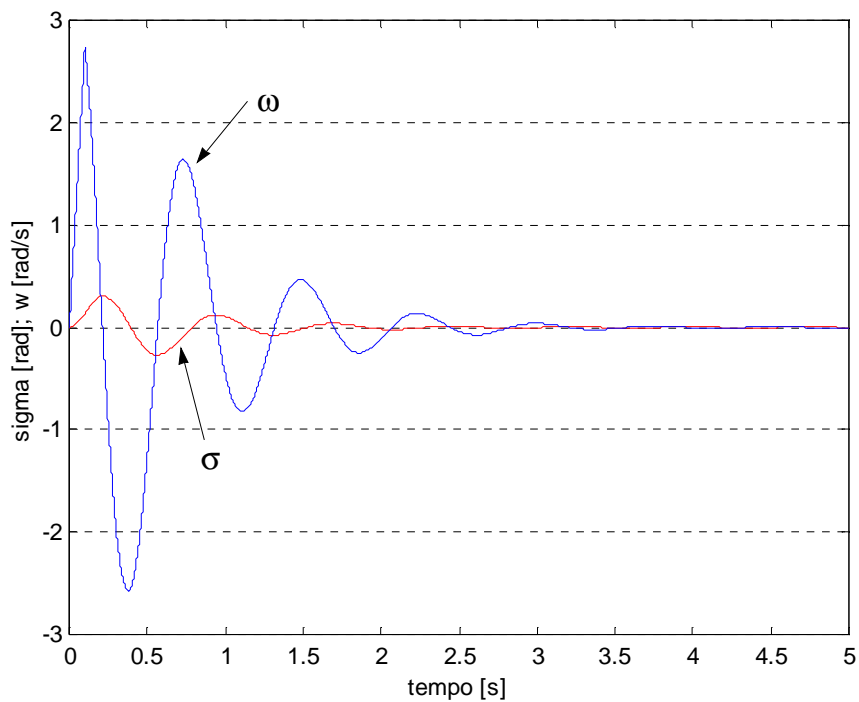


**Figura 5.1** – Curvas de oscilação ( $\sigma$ ,  $\omega$ ) do sistema MBI sem a atuação de dispositivos FACTS.

No sistema MBI com a atuação do dispositivo CSC têm-se duas análises a serem feitas: a primeira refere-se à atuação estática do CSC, ou seja, o dispositivo atua como um capacitor fixo na rede; já a segunda concerne à atuação dinâmica do CSC. As curvas de oscilação apresentam-se na Figura 5.2 para a atuação estática e na Figura 5.3 para a atuação dinâmica.

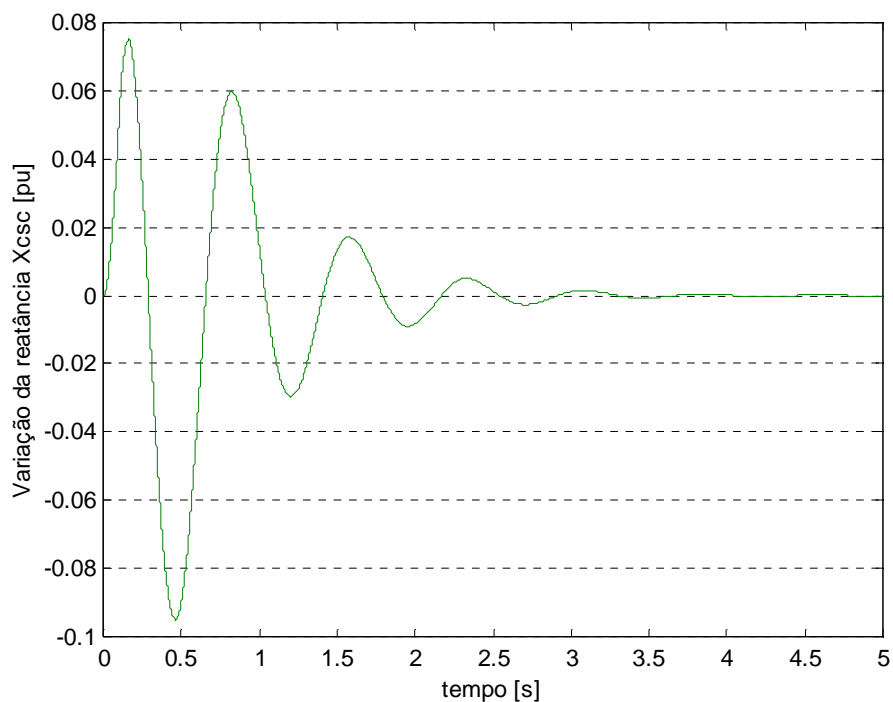


**Figura 5.2** – Curvas de oscilação ( $\sigma$ ,  $\omega$ ) do sistema MBI com a atuação estática do CSC.



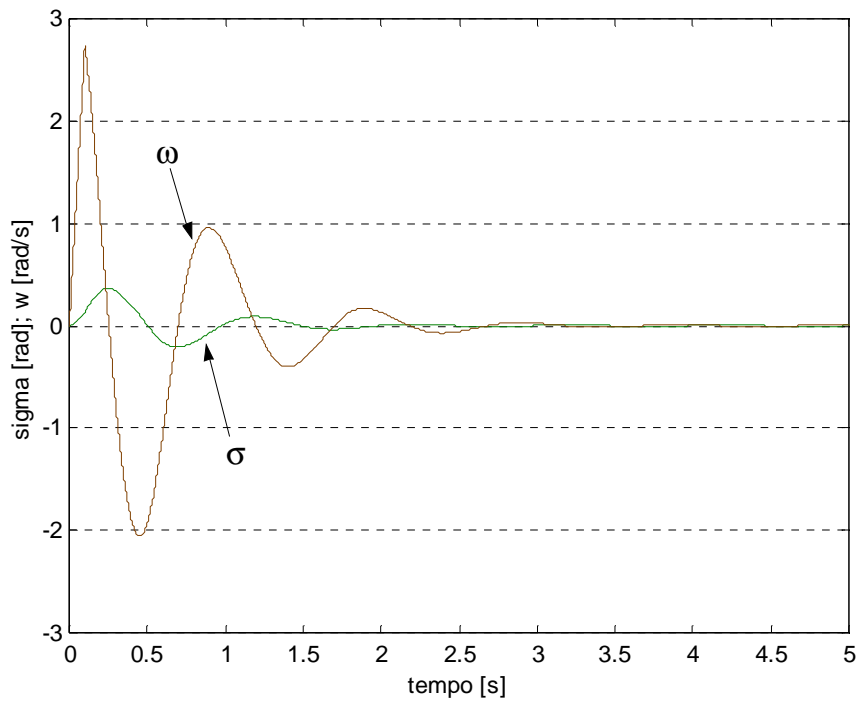
**Figura 5.3** – Curvas de oscilação ( $\sigma$ ,  $\omega$ ) do sistema MBI com a atuação dinâmica do CSC.

Comparando-se os resultados da atuação do CSC, apresentados nas Figuras 5.2 e 5.3, verifica-se que a atuação estática desempenha um bom trabalho no que diz respeito à sincronização do sistema, enquanto que a atuação dinâmica apresenta melhores resultados no sentido de amortecimento das oscilações. Em ambos os casos o CSC mostrou-se eficaz na estabilização do sistema, e no caso da compensação dinâmica, nota-se uma variação relativamente pequena da reatância do CSC em torno do seu ponto de operação - vide Figura 5.4.

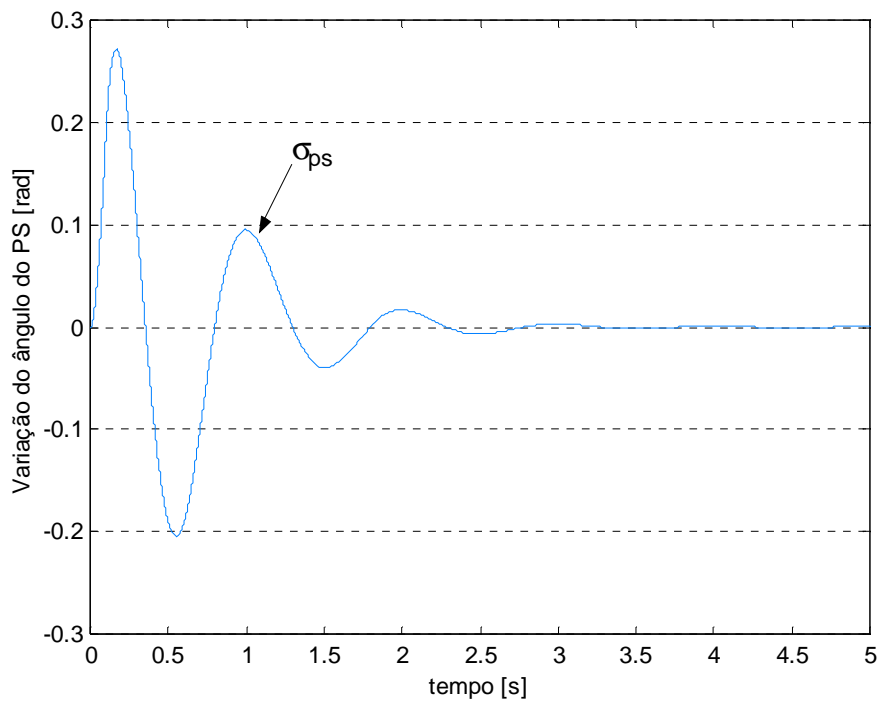


**Figura 5.4** – Variação da reatância do CSC ( $X_{csc}$ ) no sistema MBI - atuação dinâmica.

As curvas de oscilação do sistema MBI com a atuação do defasador (PS) são apresentadas na Figuras 5.5. Note-se nos resultados apresentados que o PS atua de forma eficaz tanto na sincronização do sistema quanto no amortecimento das oscilações. Verifica-se ainda que, para o caso simulado, o PS utiliza cerca de 50% de sua faixa de trabalho usual, que vai de 0,5236 rad. a -0,5236 rad [18] – vide Figura 5.6.

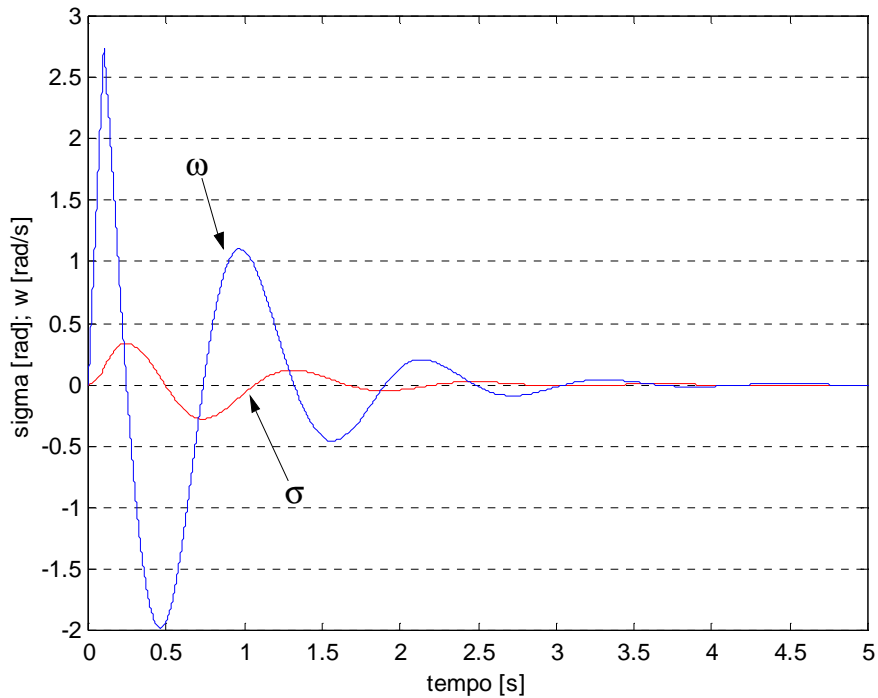


**Figura 5.5** – Curvas de oscilação ( $\sigma$ ,  $\omega$ ) do sistema MBI com a atuação do PS.

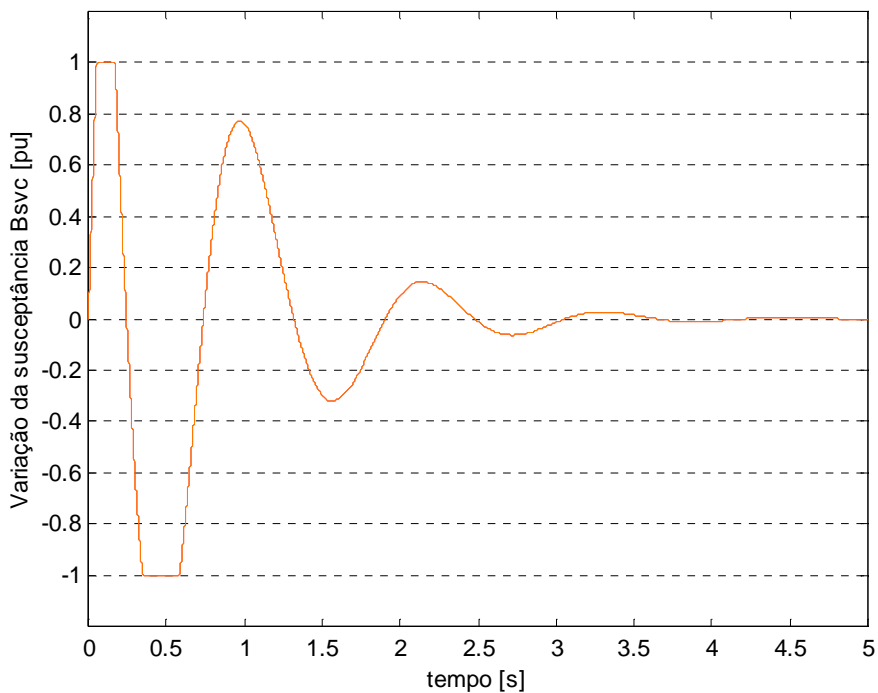


**Figura 5.6** – Variação do ângulo do PS ( $\sigma_{ps}$ ) no sistema MBI.

Na Figura 5.7 apresentam-se as curvas de oscilação do sistema MBI sob a atuação do dispositivo SVC. Assim como o CSC e o PS, o compensador estático de reativos mostrou-se eficaz na sincronização e no amortecimento das oscilações do sistema. Por outro lado, nota-se pelo gráfico da Figura 5.8 que este dispositivo utiliza o máximo de sua faixa de operação durante as primeiras oscilações do sistema.

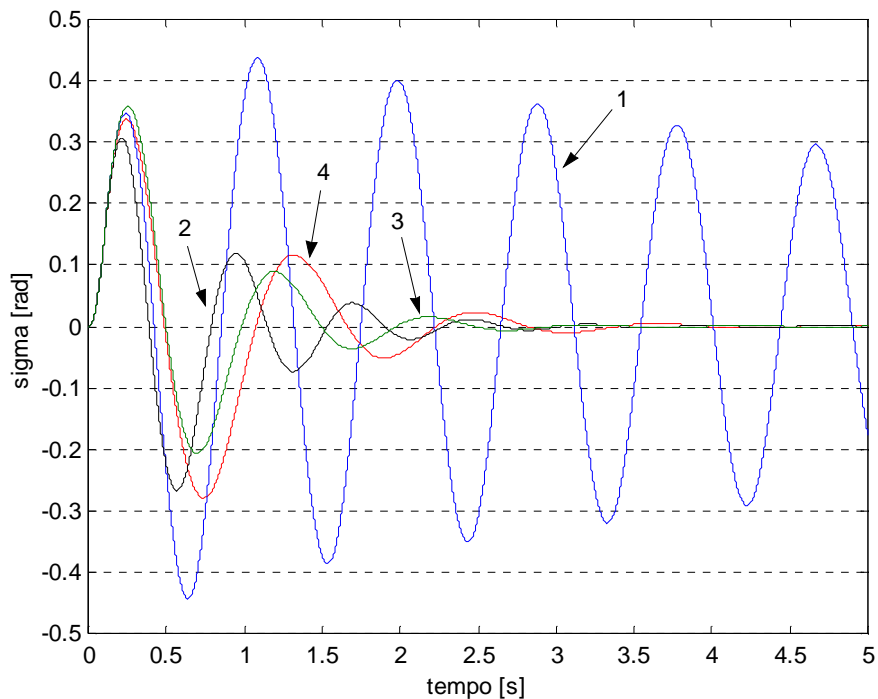


**Figura 5.7** – Curvas de oscilação ( $\sigma$ ,  $\omega$ ) do sistema MBI com a atuação do SVC.



**Figura 5.8** – Variação da susceptância do SVC ( $B_{svc}$ ).

Fez-se uma comparação entre a capacidade de amortecimento e de sincronização dos dispositivos FACTS aqui utilizados. A comparação dá-se através das curvas de variação do ângulo do eixo da máquina ( $\sigma$ ) e é apresentada na Figura 5.9. O CSC, se utilizado como dispositivo estático, apresenta um desempenho mais voltado à sincronização do sistema do que ao amortecimento das oscilações, já quando empregado como dispositivo dinâmico, com os parâmetros aqui utilizados, possui grande capacidade de sincronização e também de amortecimento das oscilações. No caso dos dispositivos SVC e PS, se comparados à atuação dinâmica do CSC, verifica-se uma capacidade de sincronização um pouco menor, e uma capacidade de amortecimento das oscilações tão acentuado quanto ao do CSC.

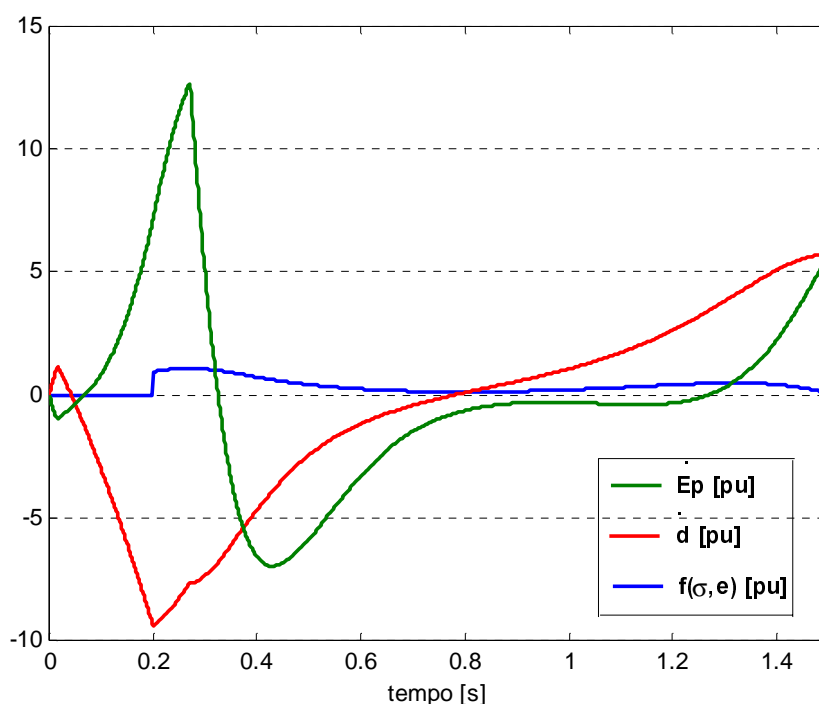


**Figura 5.9** – Variação do ângulo da máquina síncrona ( $\sigma$ ) para o sistema MBI sob a ação do:  
1 – CSC estático; 2 – CSC dinâmico; 3 – PS e 4 – SVC.

## 5.2 - Comportamento Transitório do Sistema MBI

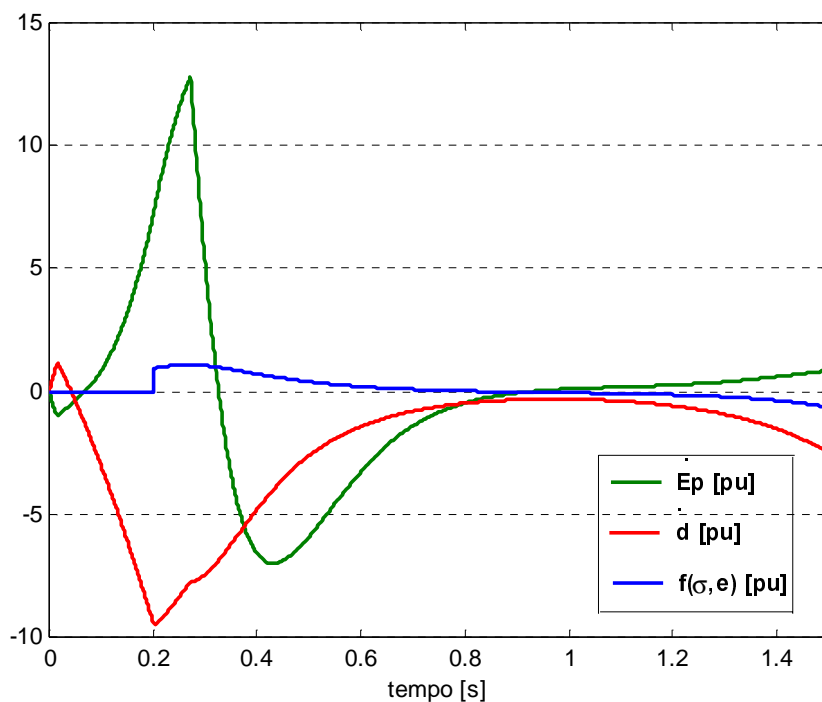
A análise do comportamento transitório do sistema MBI sob a ação dos dispositivos FACTS deu-se através do método da Região de Sincronização Positiva (RSP) desenvolvido no capítulo 4. Para cada uma das configurações do sistema analisou-se a evolução da trajetória pós-falta com relação as fronteiras da RSP e também o comportamento de  $\dot{d}$ . Todas as análises foram feitas para a primeira oscilação e a partir delas determinou-se os tempos críticos de chaveamento (eliminação da falta) de cada configuração.

Nas Figuras 5.10 e 5.11 tem-se os gráficos de  $\dot{d}$ , da função  $f(\sigma, e)$  e da derivada da função potencial ( $\dot{E}_p$ ) do sistema MBI sem FACTS nos casos estável e instável, respectivamente.



**Figura 5.10** – Gráfico de  $\dot{d}$ ,  $f(\sigma, e)$  e  $\dot{E}_p$  do sistema MBI sem FACTS com  $t_{ch}=0,200s$  (caso estável).

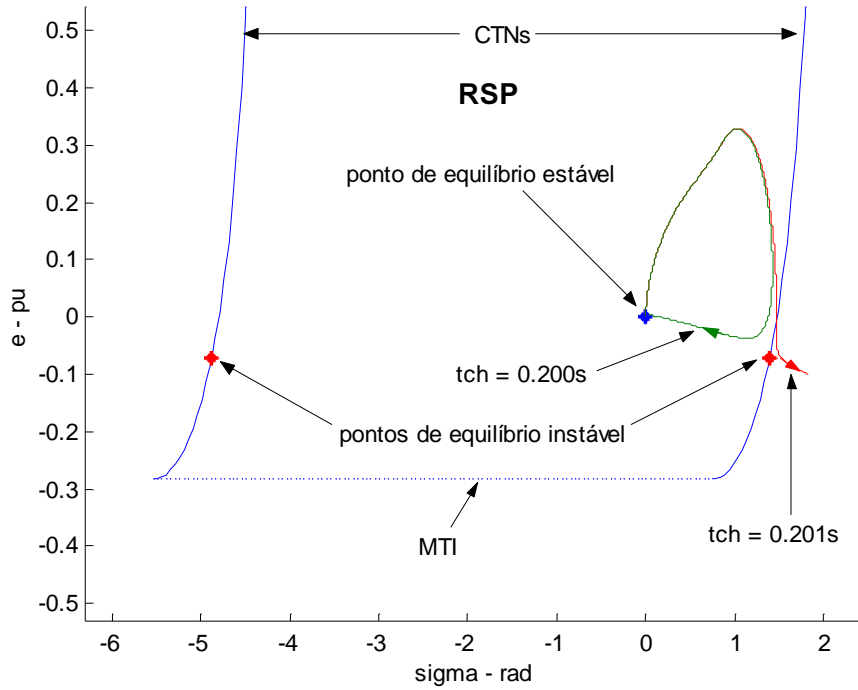




**Figura 5.11** – Gráfico de  $\dot{d}$ ,  $f(\sigma, e)$  e  $\dot{E}_p$  do sistema MBI sem FACTS com  $t_{ch}=0,201s$  (caso instável).

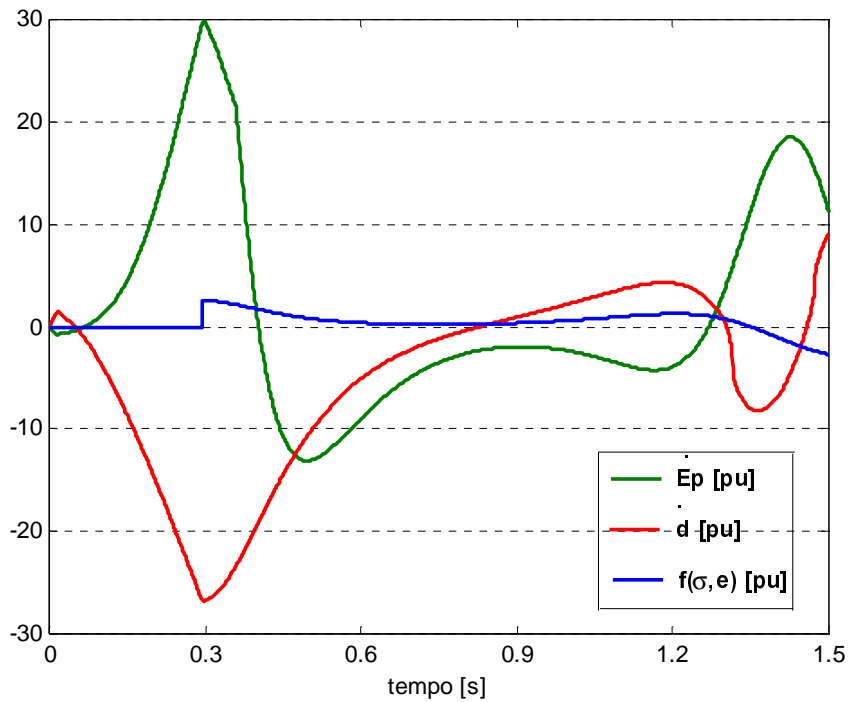
Note na Figura 5.10 que  $\dot{E}_p$  passa por zero em  $t = 0,3247s$  indicando que a energia potencial ( $E_p$ ) atingiu seu valor máximo e por conseqüência dispara-se o teste de estabilidade. Uma vez que  $f(\sigma, e)$  ainda possui valores positivos neste instante de tempo, pode-se afirmar que o máximo de  $E_p$  ocorreu dentro da RSP e dessa forma continua-se monitorando  $\dot{d}$ , que inverte de sinal em  $t = 0,7815s$  sem que  $f(\sigma, e)$  tenha passado por zero. Isto significa que a CTN não foi atingida pela trajetória pós-falta do sistema, que começa então a se afastar da CTN, indicando portanto que o sistema é estável segundo o teste de estabilidade. Por outro lado, na Figura 5.11,  $\dot{E}_p$  passa por zero em  $t = 0,3257s$  e a função  $f(\sigma, e)$  passa por zero em  $t = 0,8405s$  sem que  $\dot{d}$  tenha invertido de sinal, isto significa que a trajetória pós-falta do sistema cruzou a CTN e conseqüentemente que o sistema é instável segundo o teste de estabilidade.

O comportamento das trajetórias pós-falta com relação a RSP, descrito acima, pode ser observado na Figura 5.12. Verifica-se pelo gráfico apresentado que, com tempo de chaveamento  $t_{ch} = 0,200s$ , a trajetória pós-falta do sistema permanece dentro da RSP, mostrando dessa forma que o sistema é estável em primeira oscilação. No caso de  $t_{ch}=0,201s$  a trajetória pós-falta abandona a RSP, indicando que o sistema MBI é instável em primeira oscilação.

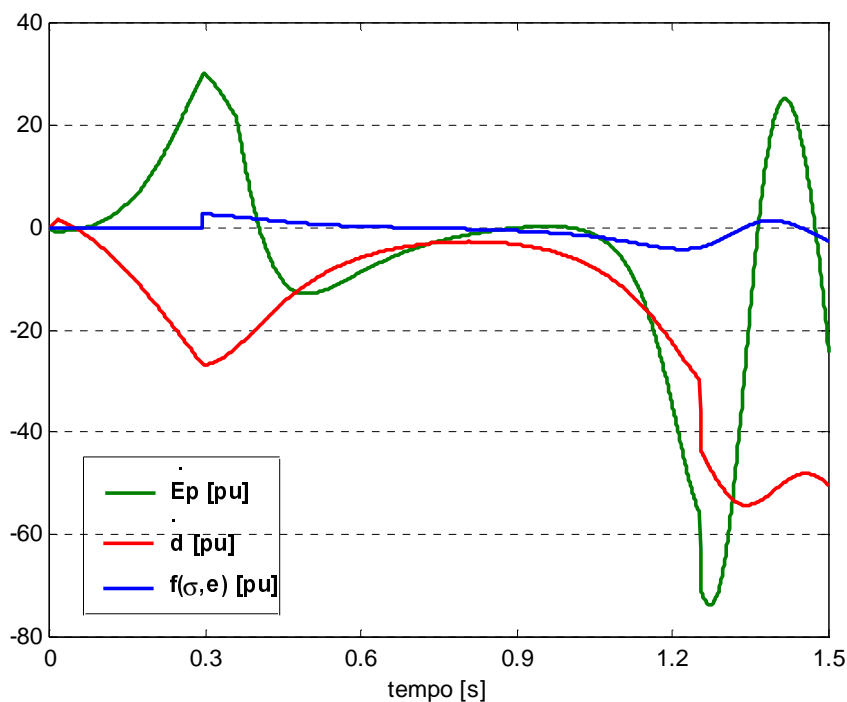


**Figura 5.12** – Gráfico da RSP e da trajetória pós-falta do sistema MBI sem FACTS.

Os gráficos de  $\dot{d}$ , da função  $f(\sigma, e)$  e da derivada da função potencial ( $\dot{E}_p$ ) do sistema MBI com a atuação estática do CSC são apresentados nas Figuras 5.13 e 5.14 para os casos estável e instável, respectivamente.



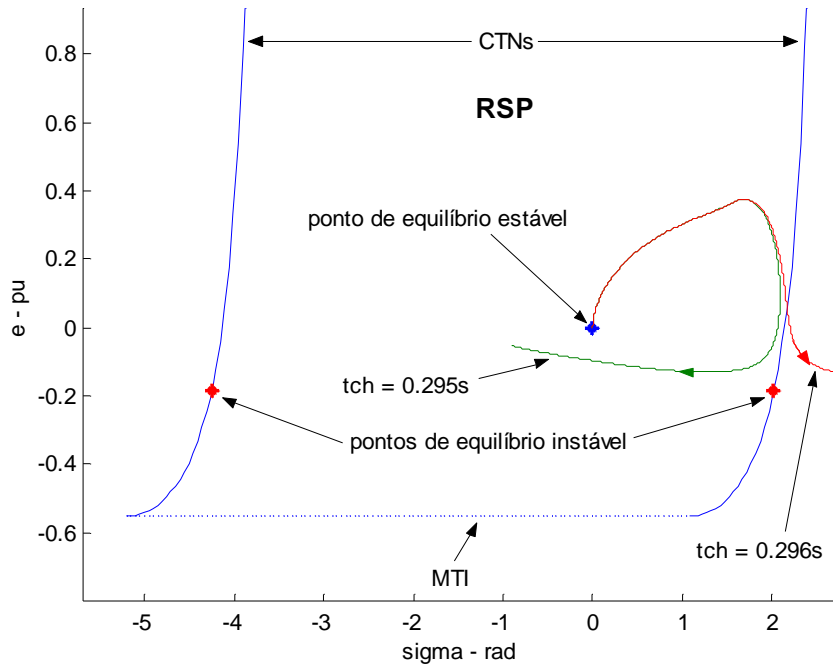
**Figura 5.13** – Gráfico de  $\dot{d}$ ,  $f(\sigma, e)$  e  $\dot{E}_p$  do sistema sob a atuação estática do CSC e com  $t_{ch}=0,295s$  (caso estável).



**Figura 5.14** – Gráfico de  $\dot{d}$ ,  $f(\sigma, e)$  e  $\dot{E}_p$  do sistema sob a atuação estática do CSC e com  $t_{ch}=0,296s$  (caso instável).

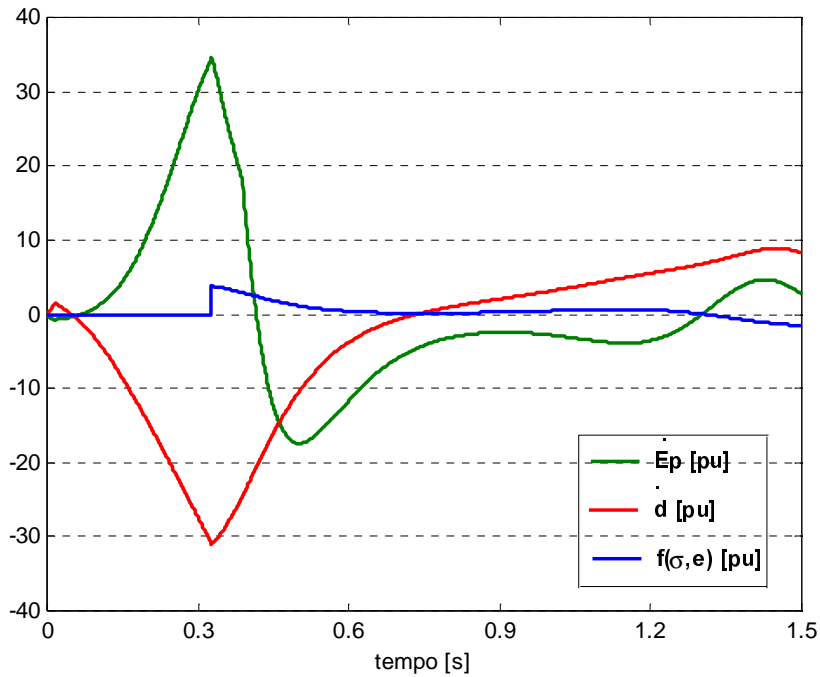
Verifica-se na Figura 5.13 que  $\dot{E}_p$  passa por zero em  $t = 0,4027s$  ( $E_p$  atinge valor máximo) disparando o teste de estabilidade. Uma vez que o máximo de  $E_p$  ocorreu dentro da RSP continua-se monitorando  $\dot{d}$  que inverte de sinal em  $t = 0,8292s$  sem que  $f(\sigma, e)$  tenha passado por zero. Isto significa que a CTN não foi atingida pela trajetória pós-falta do sistema, que começa então a se afastar da CTN, indicando portanto que o sistema é estável segundo o teste de estabilidade. Por outro lado, na Figura 5.14,  $\dot{E}_p$  passa por zero em  $t = 0,4039s$  e a função  $f(\sigma, e)$  passa por zero em  $t = 0,6850s$  sem que  $\dot{d}$  tenha invertido de sinal, isto significa que a trajetória pós-falta do sistema cruzou a CTN e consequentemente que o sistema é instável segundo o teste de estabilidade.

Este comportamento da trajetória pós-falta em relação a RSP pode ser observado na Figura 5.15, onde verifica-se que: com tempo de chaveamento  $t_{ch} = 0,295s$  a trajetória pós-falta do sistema permanece dentro da RSP, mostrando que o sistema é estável em primeira oscilação; com  $t_{ch}=0,296s$  a trajetória pós-falta abandona a RSP, indicando que o sistema MBI é instável em primeira oscilação.

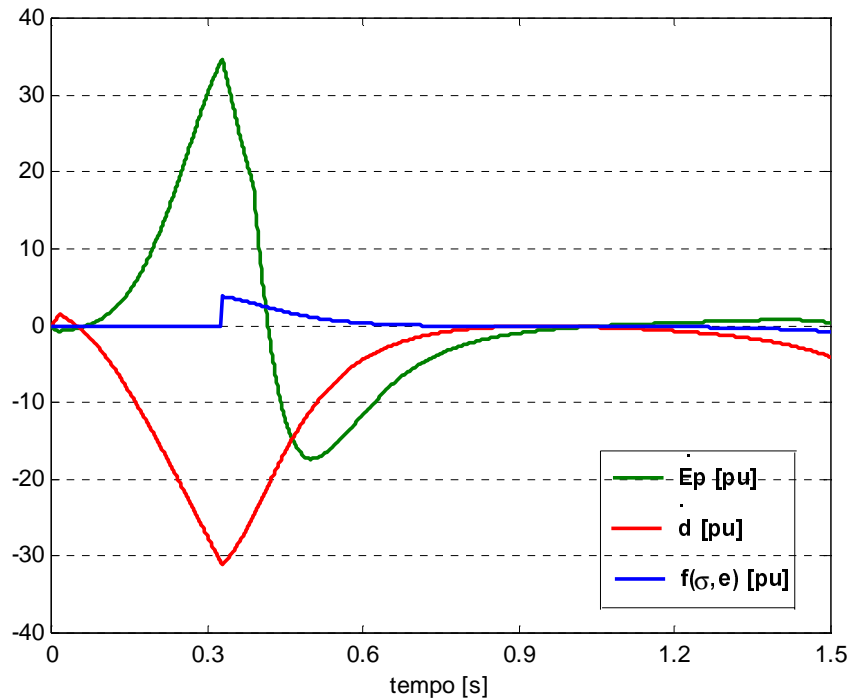


**Figura 5.15** – Gráfico da RSP e da trajetória pós-falta do sistema MBI sob a ação estática do CSC.

Com a atuação dinâmica do CSC o comportamento de  $\dot{d}$ , da função  $f(\sigma, e, x_{csc})$  e da derivada da função potencial ( $\dot{E}_p$ ), para os casos estável e instável, é apresentado nas Figuras 5.16 e 5.17.



**Figura 5.16** – Gráfico de  $\dot{d}$ ,  $f(\sigma, e, x_{csc})$  e  $\dot{E}_p$  do sistema sob a atuação dinâmica do CSC e com  $t_{ch}=0,327s$  (caso estável).



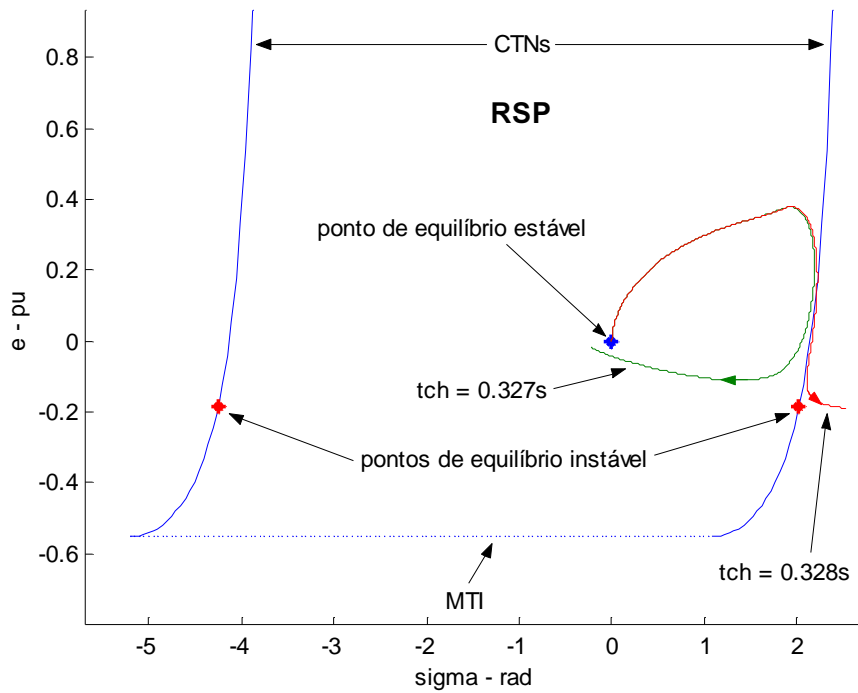
**Figura 5.17** – Gráfico de  $\dot{d}$ ,  $f(\sigma, e, x_{csc})$  e  $\dot{E}_p$  do sistema sob a atuação dinâmica do CSC e com  $t_{ch}=0,328s$  (caso instável).

No caso estável (Figura 5.16) verifica-se que  $\dot{E}_p$  passa por zero em  $t = 0,4159s$  ( $E_p$  atinge valor máximo) disparando o teste de estabilidade. Uma vez que o máximo de  $E_p$  ocorreu dentro da RSP continua-se monitorando  $\dot{d}$  que inverte de sinal em  $t = 0,7355s$  sem que a CTN tenha sido cruzada pela trajetória pós-falta do sistema. Já para o caso instável (Figura 5.17),  $\dot{E}_p$  passa por zero em  $t = 0,4169s$  e a função  $f(\sigma, e, x_{csc})$  passa por zero em  $t = 0,7143s$  sem que  $\dot{d}$  tenha invertido de sinal.

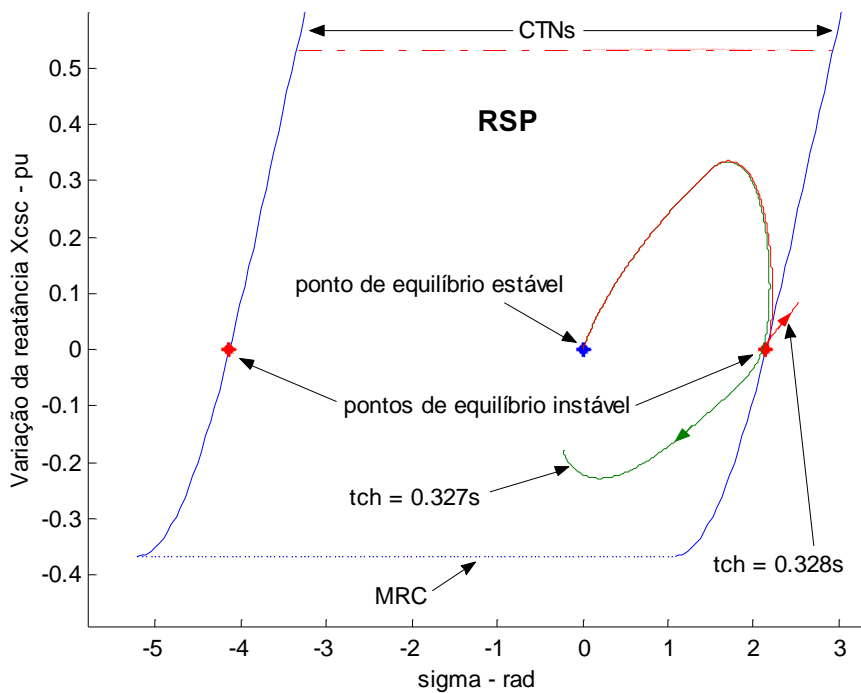
O comportamento da trajetória pós-falta em relação a RSP pode ser observado no plano  $(\sigma \times e)$  através da Figura 5.18 e no plano  $(\sigma \times x_{csc})$  através da Figura 5.19, onde verifica-se que: com tempo de chaveamento  $t_{ch} = 0,327s$  a trajetória pós-falta do sistema permanece dentro da RSP, mostrando que o sistema é estável em primeira oscilação; e com  $t_{ch}=0,328s$  a trajetória pós-falta abandona a RSP, indicando que o sistema MBI é instável em primeira oscilação.

Comparando-se os gráficos das Figuras 5.15 e 5.18 observa-se que com a atuação dinâmica do CSC o tempo crítico de chaveamento ( $t_{ch}$ ) é 0,032s maior do que na atuação estática. Se compararmos estes resultados com o sistema sem FACTS, para os parâmetros aqui considerados, verificamos uma melhora de aproximadamente 50% no tempo crítico de chaveamento do sistema.

A linha tracejada em vermelho no gráfico da Figura 5.19 representa o limite para valores positivos da reatância do CSC, limite esse imposto pelo efeito de ressonância.



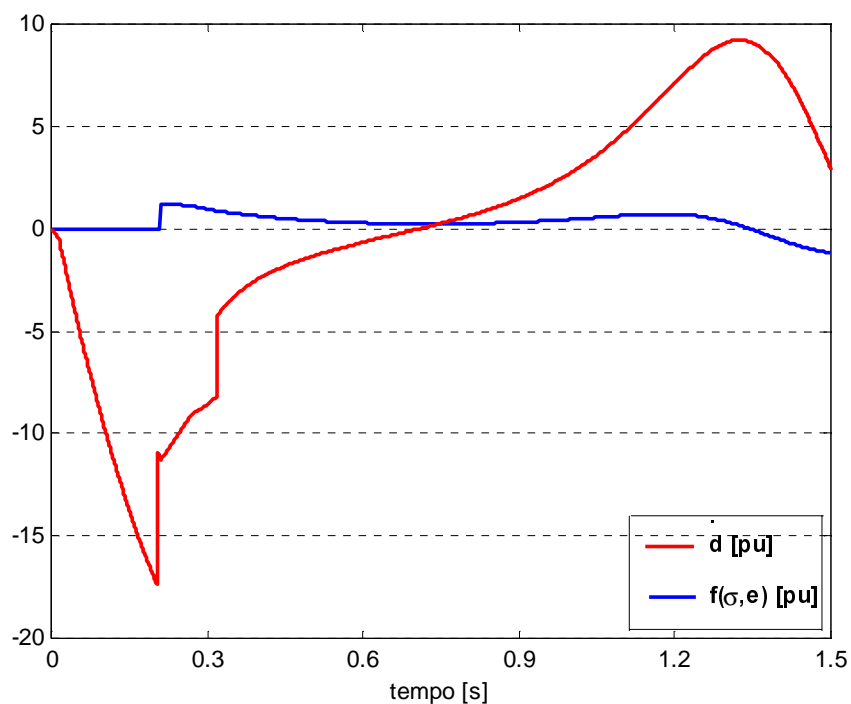
**Figura 5.18** – Gráfico da RSP e da trajetória pós-falta do sistema MBI sob a ação dinâmica do CSC (plano  $(\sigma \times e)$ ).



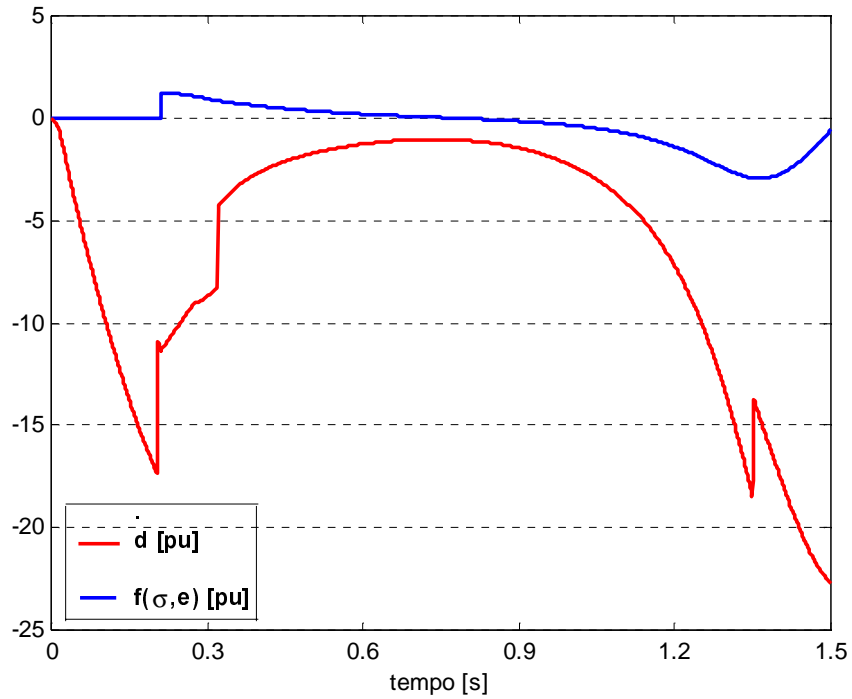
**Figura 5.19** – Gráfico da RSP e da trajetória pós-falta do sistema MBI sob a ação dinâmica do CSC (plano  $(\sigma \times x_{csc})$ ).

Analisando-se o comportamento de  $\dot{d}$  e de  $f(\sigma, e)$  no gráfico apresentado na Figura 5.20 observa-se que  $\dot{d}$  inverte de sinal em  $t = 0,7088s$  ao passo que  $f(\sigma, e)$  permanece com valores positivos. Esse comportamento indica que a trajetória pós-falta não abandonou a RSP e está se afastando da CTN, logo conclui-se que o sistema MBI sob a ação do PS é estável para  $t_{ch}=0,210s$ . No gráfico da Figura 5.21 nota-se o contrário:  $\dot{d}$  não inverte de sinal e a CTN é cruzada pela trajetória pós-falta em  $t=0,7788s$ , indicando assim que o sistema MBI sob a ação do PS é instável para  $t_{ch}=0,211s$ . Vale ressaltar que o ângulo de equilíbrio do PS neste caso é  $\delta_{ps}^0=10^0$ .

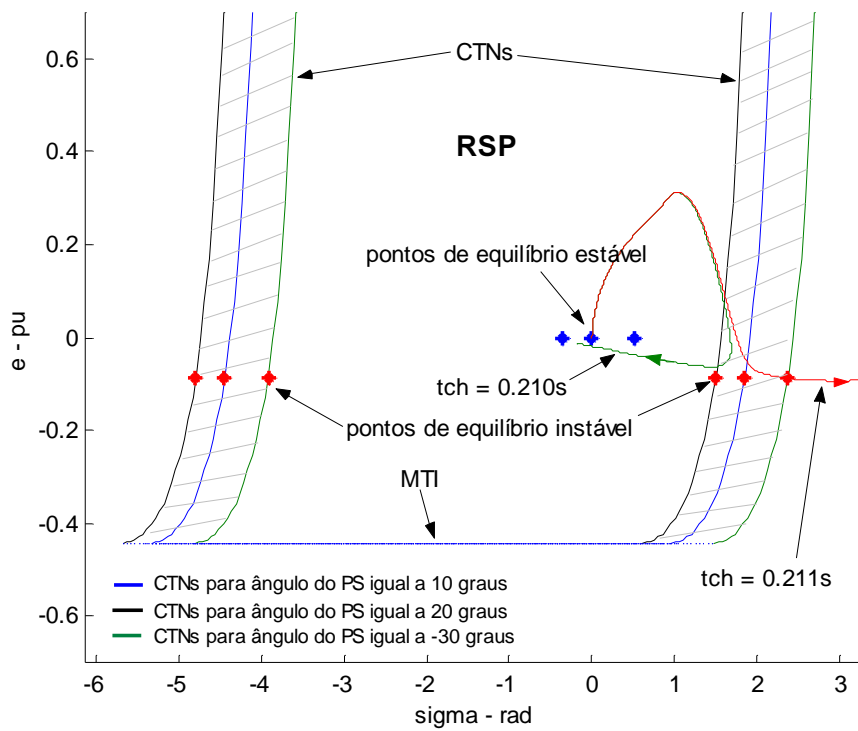
O comportamento das trajetórias pós-falta com relação a RSP, para os casos apresentados, é mostrado na Figura 5.22.



**Figura 5.20** – Gráfico de  $\dot{d}$  e  $f(\sigma, e)$  do sistema sob a ação do PS e com  $t_{ch}=0,210s$  (caso estável).



**Figura 5.21** – Gráfico de  $\dot{d}$  e  $f(\sigma, e)$  do sistema sob a ação do PS e com  $t_{ch}=0,211s$  (caso instável).

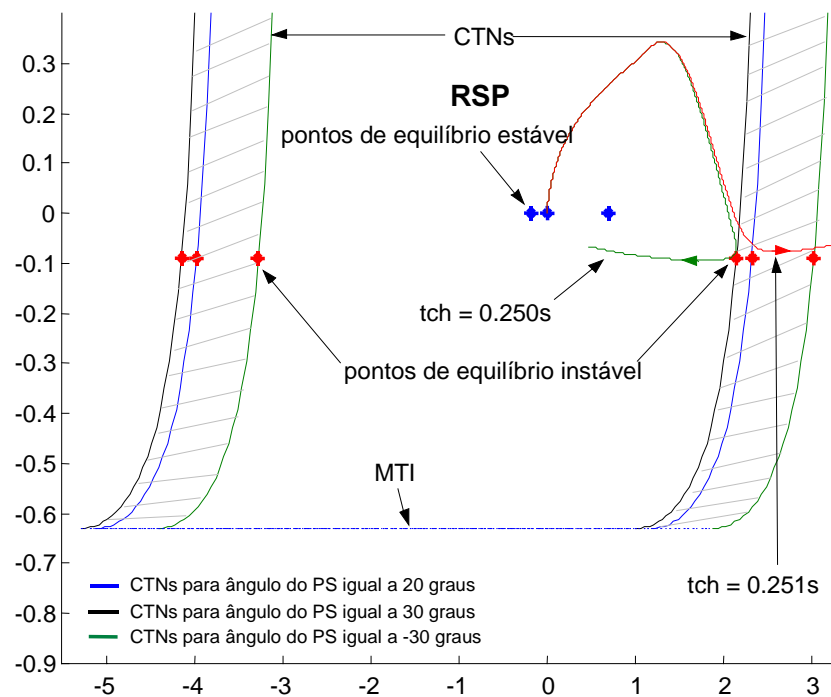


**Figura 5.22** – Gráfico da RSP e da trajetória do sistema MBI sob a ação do PS com  $\delta_{ps}^0=10^0$ .



No gráfico anterior apresenta-se a RSP para o sistema MBI sob a ação do PS com  $\delta_{ps}^0=10^0$ . A CTN em azul representa o valor de equilíbrio do sistema nesta condição e as CTNs em preto e verde mostram o deslocamento da CTN de equilíbrio quando o PS atua de forma dinâmica e seu ângulo assume respectivamente valores positivos e valores negativos dentro da sua faixa de operação que é usualmente de  $\pm 30^0$ . Em outras palavras, a CTN movimentada-se dinamicamente dentro da região sombreada.

A Figura 5.23 apresenta o comportamento da trajetória pós-falta com relação a RSP para o caso do sistema MBI sob a ação do PS com ângulo de equilíbrio  $\delta_{ps}^0=20^0$ .



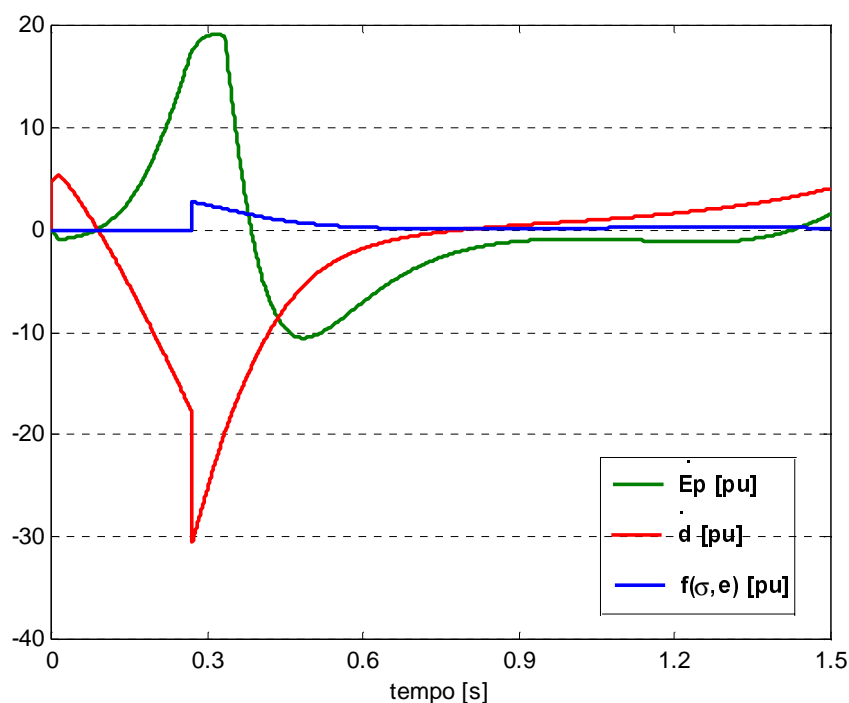
**Figura 5.23** – Gráfico da RSP e da trajetória do sistema MBI sob a ação do PS com  $\delta_{ps}^0=20^0$ .

Comparando-se os tempos críticos de chaveamento dos gráficos apresentados nas Figuras 5.22 e 5.23, verifica-se que este tempo é maior quando o ângulo de equilíbrio do PS é maior. Esse é o resultado esperado, uma vez que o PS insere um deslocamento de fase no sistema, fazendo com que o mesmo nível de potência elétrica seja transmitido com um ângulo de operação menor, o que faz com que a margem de segurança do sistema aumente.

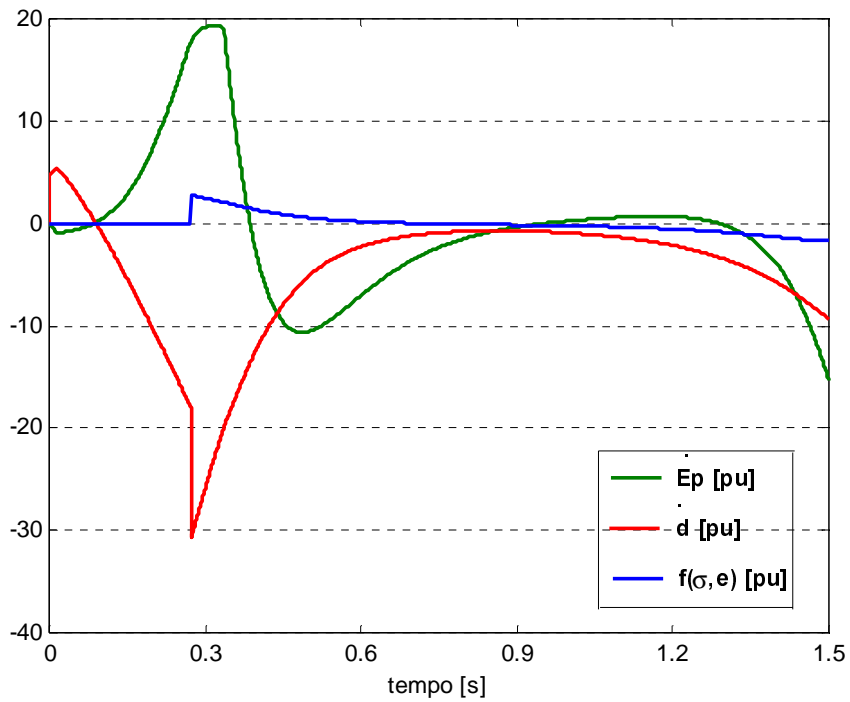
Os resultados do sistema MBI sob a ação do SVC são apresentados na seqüência. A Figura 5.24 apresenta o comportamento de  $\dot{d}$ , de  $f(\sigma, e, \omega)$  e da derivada da função potencial ( $\dot{E}_p$ ) para o tempo de chaveamento  $t_{ch} = 0,270s$ . Note que  $\dot{E}_p$  passa por zero ( $E_p$  passa pelo valor máximo) em  $t = 0,3846s$  disparando o teste de estabilidade. Uma vez que a trajetória encontra-se dentro da RSP, continua-se monitorando  $\dot{d}$  que inverte de sinal em  $t = 0,7884s$  sem que a função  $f(\sigma, e)$  tenha passado por zero (a CTN não é cruzada), mostrando que, de acordo com o teste de estabilidade, o sistema é estável.

O caso instável é mostrado na Figura 5.25, onde, com tempo de chaveamento  $t_{ch} = 0,272s$ ,  $\dot{E}_p$  passa por zero ( $E_p$  atinge o valor máximo) em  $t = 0,3863s$  e a função  $f(\sigma, e)$  passa por zero em  $t = 0,7093s$  sem que  $\dot{d}$  inverta de sinal, evidenciando que a trajetória pós-falta abandonou a RSP.

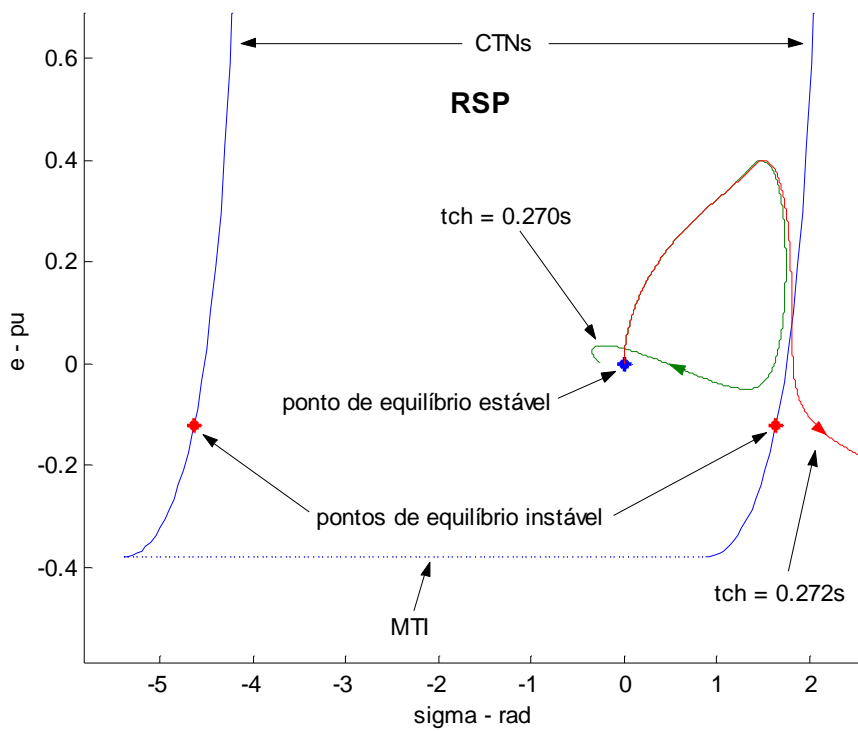
O comportamento das trajetórias pós-falta com relação a RSP é mostrada na Figura 5.26.



**Figura 5.24** – Gráfico de  $\dot{d}$ ,  $f(\sigma, e)$  e  $\dot{E}_p$  do sistema sob a ação do SVC e com  $t_{ch}=0.270s$  (caso estável).



**Figura 5.25** – Gráfico de  $\dot{d}$ ,  $f(\sigma, e)$  e  $\dot{E}_p$  do sistema sob a ação do SVC e com  $t_{ch}=0.272s$  (caso instável).



**Figura 5.26** – Gráfico da RSP e da trajetória do sistema MBI sob a ação do SVC (plano  $(\sigma \times e)$ ).

Os resultados obtidos para o sistema MBI sob a ação do SVC mostram uma melhora de aproximadamente 35% no tempo crítico de chaveamento se comparado ao sistema sem FACTS.

A Tabela 5.1 abaixo apresenta uma comparação entre os tempos críticos de chaveamento ( $t_{cr}$ ) determinados com as simulações.

**Tabela 5.1** – Tempos críticos de chaveamento

<b>Configuração Sistema</b>	<b>Tempo Crítico (<math>t_{cr}</math>)</b>
<b>Sistema MBI sem FACTS</b>	0,200 s
<b>Sistema MBI com CSC estático</b>	0,295 s
<b>Sistema MBI com CSC dinâmico</b>	0,327 s
<b>Sistema MBI com PS - <math>\delta_{ps}^0=10^0</math></b>	0,210 s
<b>Sistema MBI com PS - <math>\delta_{ps}^0=20^0</math></b>	0,250 s
<b>Sistema MBI com SVC</b>	0,270 s

Pela tabela acima verifica-se que o melhor desempenho entre os dispositivos FACTS, para os parâmetros utilizados, é o do CSC, melhorando em aproximadamente 50% o tempo crítico de chaveamento ( $t_{cr}$ ) do sistema. Em segundo lugar tem-se o SVC, com uma melhora em torno de 35%, e finalmente o PS, que com ângulo de equilíbrio  $\delta_{ps}^0 = 20^0$  melhorou em 25% e com  $\delta_{ps}^0=10^0$  melhorou em 5% o tempo crítico de chaveamento do sistema.

## **Conclusão**

O trabalho desenvolvido abordou o estudo de dispositivos FACTS inseridos no sistema máquina versus barra infinita com vistas à análise de estabilidade desses sistemas. Os dispositivos abordados neste trabalho foram: Compensador Série Controlado (CSC), Defasador (PS) e Compensador Estático de Reativos (SVC).

Inicialmente apresentou-se o modelo de 1½ eixo da máquina síncrona e a partir dele, com os conceitos sobre o funcionamento dos dispositivos FACTS, desenvolveu-se a modelagem do sistema MBI sob a ação destes dispositivos. Na modelagem do sistema procurou-se manter as não linearidades do sistema MBI e sobretudo transpor as dificuldades encontradas com a inserção das variáveis referentes aos dispositivos FACTS.

Para cada um dos modelos, analisou-se o comportamento da potência elétrica e verificou-se que o ângulo de operação estável do sistema diminuiu, aumentando dessa forma a capacidade de transmissão de potência do sistema. Além da diminuição do

ângulo de operação estável, notou-se também que o ângulo de equilíbrio instável do sistema aumentou em todos os casos, melhorando a margem de segurança para operação estável do sistema.

Com a presença do CSC no sistema, verificou-se a existência do risco de ressonância, relacionado ao grau de compensação do sistema. Dessa forma, a compensação do sistema nunca poderá ser de 100%. No modelo desenvolvido, devido à linearização dos efeitos do CSC, o fenômeno de ressonância não aparece nas simulações, entretanto, sabendo-se disso, e mais por questão de segurança da operação que pela limitação do modelo, foi imposta uma restrição na saída do CSC no que diz respeito ao máximo valor permissível da reatância de modo a obter-se os resultados mais reais possíveis.

A modelagem dos sistemas foi feita de maneira a dotá-los de uma estrutura favorável à obtenção das Funções de Lyapunov e à análise de estabilidade através do método da RSP. No Capítulo 3 buscou-se essas Funções de Lyapunov, mas só foi possível obtê-las para os sistemas com CSC e com SVC. O modelo com PS, apesar de ter sido estruturado de maneira semelhante aos demais, durante a busca da FL apresentou algumas restrições que não permitiram obtê-la da forma como foi feita para os demais modelos. Uma vez obtidas as FL, identificou-se a Função Potencial (FP) de cada uma delas e traçou-se as curvas de nível dessas FPs, possibilitando a visualização de seu comportamento nos pontos de equilíbrio estável e instável dos modelos do sistema com CSC e com SVC, e as implicações de torques de sincronização.

No Capítulo 4 apresentou-se o conceito do método da Região de Sincronização Positiva e desenvolveu-se o método para os modelos obtidos neste trabalho. Verificou-se que a RSP é definida no espaço tridimensional  $(\sigma, e, x_{csc})$  quando está presente o dispositivo CSC e no plano  $(\sigma, e)$  quando está presente o SVC e o PS. Devido às dificuldades de visualização no espaço tridimensional, as análises do sistema com CSC foram feitas através das projeções da RSP no plano. Pôde-se perceber que a RSP do sistema com o defasador (PS) movimenta-se no plano  $(\sigma, e)$  durante a atuação dinâmica do mesmo, e como mostrado no gráfico da RSP para este caso, a mesma pode assumir qualquer posicionamento na região compreendida entre o valor máximo e o valor mínimo definido pelo ângulo do PS.

Ainda no Capítulo 4 desenvolveu-se o equacionamento da velocidade da trajetória pós-falta do sistema ( $\dot{d}$ ) com relação a RSP para os modelos tratados. Este

equacionamento foi utilizado na realização do teste de estabilidade - descrito no mesmo capítulo.

No Capítulo 5 apresentaram-se os resultados referentes aos testes de estabilidade dinâmica e estabilidade transitória dos modelos tratados. Os testes de estabilidade dinâmica foram feitos através das curvas de oscilação dos modelos e verificou-se em todos eles a grande capacidade de amortecimento e sincronização de que estes dispositivos FACTS dotam o sistema. No caso do CSC fez-se uma análise da atuação estática deste dispositivo, ou seja, considerou-se o mesmo atuando como um capacitor fixo em série com o sistema de transmissão. Para esta situação verificou-se um desempenho mais voltado à sincronização do sistema do que ao amortecimento das oscilações.

As análises de estabilidade transitória foram realizadas por meio do teste de estabilidade descrito no Capítulo 4 e também da análise da trajetória pós-falta do sistema com relação à RSP. Destas análises foi possível determinar os tempos críticos de chaveamento de cada modelo. Estas análises mostraram a precisão e a qualidade do método da RSP, que em todos os modelos garantiu a obtenção do tempo crítico de chaveamento com precisão de pelo menos 2 milésimos de segundos. O outro resultado importante destes testes é a verificação da eficácia dos dispositivos FACTS em melhorar a estabilidade dos sistemas de potência frente à grandes contingências. O pior resultado entre os dispositivos FACTS, para os parâmetros utilizados, foi o do PS com ângulo de equilíbrio  $\delta_{ps}^0 = 10^\circ$  e ainda assim o tempo crítico de chaveamento foi melhorado em 5% com relação ao sistema sem compensação. O melhor resultado foi apresentado pelo CSC que melhorou entre 45 e 60% o tempo crítico de chaveamento do sistema.

### **Proposta para trabalhos futuros:**

Como proposta para novos trabalhos, seria interessante a obtenção das Funções de Lyapunov para o sistema sob a ação do PS. Pode-se ainda estender os estudos aqui desenvolvidos para os casos de sistemas multi-máquinas e para análises de estabilidade de multi-oscilações.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

---

- [1] ANDERSON, P. M. & FOUAD, A. A., “*Power System Control and Stability*”, - IEEE Press, 1993.
- [2] ARAUJO, S. C. B., “*Estudo de Estabilidade Transitória de Sistemas de Energia Elétrica sob a ação do TCSC*”, - Dissertação de Mestrado em Engenharia Elétrica – Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira – UNESP, Ilha Solteira-São Paulo, 2002.
- [3] ARRILAGA, J., ARNOLD, C. P., “*Computer Modelling of Electrical Power Systems*” – John Wiley & Sons, 1991.
- [4] COLVARA, L. D., “*Análise de Estabilidade Transitória de Sistemas de Energia Elétrica com Reguladores Automáticos de Tensão Usando Funções de Lyapunov*”, - Tese de Doutorado em Engenharia Elétrica - Faculdade de Engenharia da Universidade do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 1988.
- [5] COLVARA, L. D., “*Uma abordagem de Análise de Estabilidade de Sistemas de Potência incluindo a Ação de Dispositivos FACTS*” – III Seminário Brasileiro sobre Qualidade da Energia Elétrica (SBQEE), pag. 291-296, Brasília-DF, Agosto 1999.



- [6] **DEMELLO, F. P., CONCORDIA, C.** “*Concepts of Synchronous Machine Stability as Affected by Excitation Control*” – IEEE Trans. Power Apparatus and System, Vol. PAS 98, n<sup>o</sup> 4, p. 316-329, 1969.
- [7] **ELGERD, O. I.**, “*Introdução à Teoria de Sistemas de Energia Elétrica*” – McGraw-Hill do Brasil, São Paulo-Brasil, 1977.
- [8] **FITZGERALD, A. E., KINGSLEY JR., C. & KUSKO, A.**, “*Máquinas Elétricas*” – McGraw-Hill do Brasil, São Paulo-Brasil, 1975.
- [9] **FOUAD, A. A. & VITTAL, V.**, “*Power Systems Transient Stability Analysis Using The Transient Energy Function Method.*” –Prentice-Hall, Inc., A Simon & Schuster Company, Englewood Cliffs, New Jersey-USA, 1992.
- [10] **HAMMAD, A. E.**, “*Analysis of Power System Stability Enhancement*” –IEEE Transaction on Power System, Vol 1, n<sup>o</sup> 4, Nov. de 1986.
- [11] **HSU, L., KASZKUREWICZ, E.**, “*Structural Approach Applied to Power Systems Analysis*” – In: IFAC/IFORS’85, Beijing-China, 1985.
- [12] **JAMSHIDI, M.**, “*Large Scale Systems-Modeling and Control*” – North Holland Series in System Science and Engineering, Vol. 9, 1983.
- [13] **KUNDUR, P.**, “*Power Systems Stability and Control*” –McGraw-Hill, Inc., NY-USA, 1994.
- [14] **MILLER, T. J. E.**, “*Reactive Power Control in Electric Systems*” –John Wiley & Sons, Inc., NY-USA, 1982.
- [15] **OGATA, K.**, “*Engenharia de Controle Moderno*” – Prentice-Hall do Brasil, Rio de Janeiro-Brasil, 1982.
- [16] **PAI, M. A.**, “*Power System Stability – Analysis by the Direct Method of Lyapunov*” – North Holland Publishing Company, Vol. 3, Amsterdam, 1981.
- [17] **PERSIDSKII, S. K.**, “*Problems of Absolute Stability*” – In: Automatic & Remote Control, n<sup>o</sup> 12, p. 1889-1895, 1969.

- [18] SONG, Y. H. & JOHNS, A. T., “*Flexible AC Transmission Systems (FACTS)*” – IEE, UK, October,1999.
- [19] STAGG, G. W., EL-ABIAD, A. H., “*Computer Methods in Power Systems Analysis*” – McGraw-Hill, 1968.
- [20] SWIFT, F. J.,WANG, H. F., LI, M., “*Analysis of Controllable Series Compensator to Suppress Power System Oscillations*” – 6<sup>th</sup> International Conference on AC and DC Transmission, Conference Publication Number 423, 29<sup>th</sup> Apr.-3<sup>rd</sup> May. 1996.
- [21] VIDYASAGAR, M., “*Nonlinear Systems Analysis*” – Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey-USA, 1978.
- [22] WATANABE, E. H. et alii, “*Tecnologia FACTS-Tutorial*”, -SBA Controle e Automação, Vol. 9, n<sup>o</sup> 1, Jan., Fev., Mar. e Abril de 1998.

**Máquina Síncrona**

$M [s^2]$	0,0545
$D [s]$	0,0055
$T'_{do} [s]$	5,36
$X_d [pu]$	0,7244
$X_q [pu]$	0,7244
$X'_d [pu]$	0,1328
$P_m [pu]$	1,5

**Regulador Automático de Tensão**

$K_R$	30
$T_R [s]$	0,06
$V_T^o [pu]$	1,00

**Compensador Série Controlado (CSC)**

$K_c$	0,05
$T_{csc} [s]$	0,1
$X_{csc}^o [pu]$	0,2

**Defasador (PS)**

$K_{ps}$	0,1
$T_{ps}$ [s]	0,05
$\delta_{ps}^{\circ}$ [rad]	0,1746 e 0,3491

**Compensador Estático de Reativos (SVC)**

$K_{\ell}$	0,7
$\alpha_i^{\circ}$	0,1
$\alpha_c^{\circ}$	0,9
$X_i$ [pu]	0,1
$X_c$ [pu]	0,4

**Sistema de Transmissão**

$X_e$ [pu]	0,4
------------	-----

**Barra Infinita**

$V$ [pu]	0,995
----------	-------

---