



**XX SNPTEE
SEMINÁRIO NACIONAL
DE PRODUÇÃO E
TRANSMISSÃO DE
ENERGIA ELÉTRICA**

Versão 1.0
XXX.YY
22 a 25 Novembro de 2009
Recife – PE

GRUPO IV

GRUPO DE ESTUDO DE ANÁLISE E TÉCNICAS DE SISTEMAS DE POTÊNCIA – GAT

**ANÁLISE LINEAR DE RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA UTILIZANDO UM MODELO AVANÇADO DE SVC
BASEADO EM FASORES DINÂMICOS**

Fernando Cattan Jusan *

Sergio Gomes Jr.

Glauco Nery Taranto

FURNAS

CEPEL

COPPE/UFRJ

RESUMO

Este artigo apresenta a aplicação de um modelo analítico avançado de compensador estático de reativos (SVC) em estudos de ressonância subsíncrona (RSS) a pequenas perturbações. O modelo é válido para análise de fenômenos de alta frequência (acima de 5 Hz) e leva em consideração a influência da dinâmica do PLL (*Phase Locked Loop*). Um controle suplementar é desenvolvido utilizando a teoria de controle modal para estabilizar modos instáveis devido a RSS em uma ampla faixa de compensação e condições de carga do sistema-2 do *IEEE Second Benchmark Model*. Sistemas de excitação e estabilizadores de sistemas de potência (PSS) são devidamente representados e incorporados ao sistema original. Desta forma, as interações dinâmicas entre os diversos controladores e a rede elétrica são consideradas no projeto do controle suplementar. Os resultados obtidos no domínio do tempo foram validados através de simulações no programa de transitórios eletromagnéticos PSCAD/EMTDC considerando pequenas perturbações.

PALAVRAS CHAVE

Ressonância Subsíncrona, Interação Torcional, SVC, Fasores Dinâmicos, Análise Modal

1.0 - INTRODUÇÃO

Problemas de ressonância subsíncrona (RSS) ocorrem quando existe interação adversa entre os modos subsíncronos presentes em redes elétricas série-compensadas e os modos torcionais de turbogeradores, podendo causar danos significativos ao eixo por fadiga mecânica [1][2]. Inúmeras medidas mitigadoras e técnicas especiais contra a RSS são encontradas na literatura, tais como: filtros de bloqueio, controle suplementar no sistema de excitação, relés torcionais e muitos outros [3]. Dentre elas, a aplicação de um compensador estático de reativos (SVC - *Static Var Compensator*) no controle da RSS é explorada neste artigo. SVCs são normalmente utilizados em situações nas quais é exigido um controle rápido e preciso da tensão. No entanto, sinais suplementares podem ser adicionados ao seu controle com o objetivo de amortecer oscilações eletromecânicas de baixa frequência e oscilações subsíncronas [4]-[7].

Convencionalmente, programas de transitórios eletromagnéticos são utilizados em estudos de RSS envolvendo equipamentos FACTS. Estas ferramentas são precisas, mas requerem inúmeras simulações não-lineares no domínio do tempo e engenheiros experientes para a análise dos resultados. Além disso, a otimização do projeto de controladores se torna uma tarefa muito trabalhosa e demorada. Em contrapartida, a análise linear fornece uma série de informações estruturais do sistema, permitindo a identificação direta dos modos de oscilação, sensibilidade em relação à variação de parâmetros e a indicação de possíveis soluções de controle, servindo de ferramenta complementar às simulações não-lineares no domínio do tempo.

Programas para análise de estabilidade eletromecânica utilizam modelos simplificados de equipamentos FACTS. Estes modelos assumem que o reator controlado a tiristor (*TCR – Thyristor Controlled Reactor*) é representado por

(*) Rua Real Grandeza, 219 Sala B-605 – Botafogo – Rio de Janeiro – RJ – CEP: 22.281-900

Tel.: (21) 2528-5451 / e-mail: cattan@furnas.com.br

uma indutância variável cujo valor é determinado pela relação entre as componentes de frequência fundamental das variáveis em regime permanente. A dinâmica referente ao disparo dos tiristores é geralmente representada através de funções lineares simplificadas. Para estudos de RSS e fenômenos de mais alta frequência, a utilização de modelos simplificados pode levar a resultados imprecisos [8].

Alguns modelos analíticos de equipamentos FACTS apropriados para análise modal foram propostos em trabalhos passados [9]-[13]. No entanto, modelos simples, confiáveis e válidos para análise em altas frequências ainda eram necessários. Em [14] foi proposto um modelo preciso e modularizado de SVC em uma forma adequada para aplicações de controle e, após linearização, apropriado para análise modal. Esta não é uma tarefa trivial, uma vez que o disparo dos tiristores é uma função variante no tempo, envolvendo variáveis contínuas e discretas, sendo necessária a utilização de técnicas sofisticadas para lidar com esse problema. Neste trabalho uma modelagem baseada em fasores variáveis no tempo (fasores dinâmicos) é utilizada [10][11][15]. Os ângulos de disparo são adequadamente tratados como variáveis do problema, possibilitando a obtenção de modelos lineares analíticos formados por equações algébricas e diferenciais (sistema descritor). Isto permite a aplicação do método QZ para o cálculo direto dos autovalores e do diagrama do lugar das raízes. O módulo referente ao PLL (*Phase-Locked Loop*), responsável pelo sincronismo dos pulsos de disparo, é devidamente representado no modelo.

Este artigo apresenta um estudo de RSS detalhado utilizando o modelo de SVC descrito em [14]. Um controle suplementar é desenvolvido para fornecer amortecimento aos modos torcionais instáveis devido a RSS. O controlador foi projetado usando a teoria de controle modal para estabilizar os modos críticos em uma ampla faixa de compensação e condições de carga do sistema-2 do *IEEE Second Benchmark Model* [16]. A filosofia de controle baseia-se na realimentação de sinais de velocidade medidos nas extremidades dianteira e traseira do eixo turbina-gerador, similar à apresentada em [7]. Os sinais de entrada do controle suplementar foram cuidadosamente condicionados para evitar interações adversas com outros modos torcionais ou com modos de outra natureza. Sistemas de excitação e estabilizadores de sistemas de potência (*PSS – Power system stabilizer*) foram devidamente representados e incorporados ao sistema. Desta forma, as interações dinâmicas entre os diversos controladores e a rede elétrica foram consideradas no projeto do controle suplementar. Os resultados obtidos no domínio do tempo foram validados através de simulações no programa de transitórios eletromagnéticos PSCAD/EMTDC [17] considerando pequenas perturbações.

2.0 - MODELO DE SVC BASEADO EM FASORES DINÂMICOS [14]

O principal componente do SVC é o TCR, mostrado na Figura 1 conectado em paralelo com um capacitor fixo. O SVC é controlado pela variação do ângulo de fase dos pulsos de disparo dos tiristores sincronizado com a forma de onda da tensão através de um PLL.

Usando a notação da Figura 1, as seguintes equações podem ser utilizadas para modelar o SVC:

$$C_{tcr} \frac{dv_{tcr}}{dt} = i_l - i_{tcr} \quad (1)$$

$$L_{tcr} \frac{di_{tcr}}{dt} = q(\alpha, \theta_{pll}, \sigma) \cdot v_{tcr} \quad (2)$$

onde q é a chamada função de chaveamento [12], α é o ângulo de disparo, σ é o ângulo de condução e θ_{pll} é o ângulo de referência para o controle do disparo dos tiristores, fornecido pelo PLL. No caso do SVC, θ_{pll} representa o ângulo da tensão filtrada do TCR. A função de chaveamento é variante no tempo, podendo ser igual a 1 ou 0, dependendo do estado dos tiristores (conduzindo ou não) naquele instante, conforme ilustrado na Figura 2.

As equações (1) e (2) podem ser colocadas sob a forma de um sistema invariante no tempo utilizando fasores dinâmicos [14]. Devido à falta de espaço, apenas as equações finais são apresentadas aqui. Os ângulos α , θ_{pll} e σ são tratados como variáveis do problema. As equações (3)-(6) a seguir podem ser usadas para o caso particular no qual o sistema é balanceado (modelo de seqüência positiva) e somente os fasores de frequência fundamental são considerados. Neste artigo, variáveis no domínio do tempo são identificadas por letras minúsculas e seus fasores associados por letras maiúsculas. Os subscritos *Re* e *Im* referem-se às partes reais e imaginárias dos fasores, respectivamente, enquanto o subscrito *a* é associado com a fase *a* das tensões e correntes. As equações para os harmônicos dos fasores são apresentadas em [14]. O modelo de frequência fundamental assume que o conteúdo harmônico da tensão v_{tcr} do SVC é muito pequeno e pode ser desprezado. Este modelo foi utilizado para obter os resultados deste artigo.

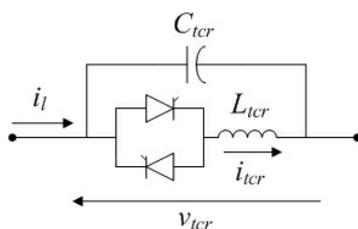


Figura 1 – Reator controlado a tiristor conectado em paralelo com um capacitor fixo

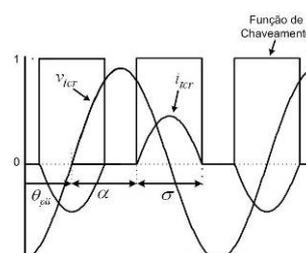


Figura 2 – Função de chaveamento

$$3C_{TCR} \frac{dV_{TCR_a Re}}{dt} - 3 \cdot \omega \cdot C_{TCR} \cdot V_{TCR_a Im} = I_{I_a Re} - I_{TCR_a Re} \quad (3)$$

$$L_{TCR} \frac{dI_{TCR_a Re}}{dt} - \omega \cdot L_{TCR} \cdot I_{TCR_a Im} = \bar{Q}_0 \cdot V_{TCR_a Re} + \bar{Q}_{2Re} \cdot V_{TCR_a Re} + \bar{Q}_{2Im} \cdot V_{TCR_a Im} \quad (5)$$

$$3C_{TCR} \frac{dV_{TCR_a Im}}{dt} + 3 \cdot \omega \cdot C_{TCR} \cdot V_{TCR_a Re} = I_{I_a Im} + I_{TCR_a Im} \quad (4)$$

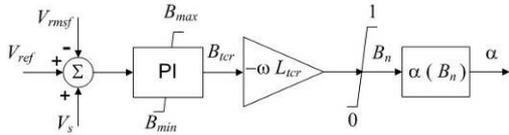
$$L_{TCR} \frac{dI_{TCR_a Im}}{dt} + \omega \cdot L_{TCR} \cdot I_{TCR_a Re} = \bar{Q}_0 \cdot V_{TCR_a Im} + \bar{Q}_{2Im} \cdot V_{TCR_a Re} - \bar{Q}_{2Re} \cdot V_{TCR_a Im} \quad (6)$$

onde:

$$\bar{Q}_0 = 3 \cdot Q_0 = \frac{3 \cdot \sigma}{\pi} \quad (7) \quad \bar{Q}_2 = 3 \cdot \frac{Q_2}{2} = \frac{3}{\pi} \cdot \sin(\sigma) \cdot e^{-j \cdot 2 \cdot \left(\alpha - \theta_{pll} + \frac{\sigma}{2} \right)} \quad (8)$$

Os coeficientes mostrados em (7) e (8) são obtidos a partir da série de Fourier da função de chaveamento.

Um regulador automático de tensão simplificado para o SVC pode ser representado por um bloco proporcional-integral (PI), conforme mostrado na Figura 3, onde v_{rmsf} é o valor *rms* da tensão controlada medida e filtrada, v_{ref} é a tensão de referência, v_s é o sinal de saída do controle suplementar e B_{TCR} é a ordem de susceptância. A ordem de susceptância é então normalizada, resultando em B_n . O ângulo de disparo α é dado pela solução da equação (9), indicado na Figura 3 como $\alpha(B_n)$ [8], onde α está entre $\pi/2$ e π rad quando B_n está entre 1 e 0. Esta equação é transcendental e pode ser facilmente resolvida para α usando o algoritmo de Newton ou através de tabelas.



$$B_n(\alpha) = 2 - \frac{2\alpha}{\pi} + \frac{\text{sen}(2\alpha)}{\pi} \quad (9)$$

Figura 3 – Regulador de tensão do SVC

O modelo de PLL usado no PSCAD/EMTDC é conhecido como *d-q-z* ou *Transvektor* [18]. Devido às suas características de filtragem de altas frequências, um modelo muito mais simples pode ser usado com resultados praticamente coincidentes, conforme mostrado em [14]. O PLL foi definido pela realimentação unitária do filtro mostrado na equação (10), resultando na função de transferência de malha fechada dada em (11), onde θ_V é o ângulo do fasor de frequência fundamental da tensão aplicada, dado por (12).

$$G(s) = \left(K_{P_{pll}} + \frac{K_{I_{pll}}}{s} \right) \cdot \frac{1}{s} \quad (10) \quad \theta_{pll} = \frac{G(s)}{1+G(s)} \cdot \theta_V \quad (11) \quad \theta_V = \arctg \left(\frac{V_{TCR1Im}}{V_{TCR1Re}} \right) \quad (12)$$

A última variável a ser calculada é o ângulo de condução. Uma aproximação para este ângulo considera que a função de chaveamento multiplicada pela tensão está sempre em fase com o fasor de frequência fundamental da corrente. Nesta abordagem, a expressão (13) pode ser utilizada para o cálculo do ângulo de condução. Nesta equação, θ_{VI} é a diferença angular entre os fasores de tensão e corrente, e pode ser calculado pela equação (14).

$$\sigma = 2 \cdot (\pi - \alpha + \theta_{pll} - \theta_V + \theta_{VI}) \quad (13) \quad \theta_{VI} = \text{ang}(V_{TCR_a} \cdot I_{TCR_a}^*) - \pi/2 \quad (14)$$

Esta representação resulta em um modelo linearizado composto por um sistema de equações algébrico-diferenciais, podendo ser modelada como um sistema descritor [19]. Os resultados apresentados neste artigo foram obtidos utilizando esta metodologia. Uma segunda metodologia para calcular o ângulo de condução, proposta em [14], baseia-se na integração numérica da tensão no domínio do tempo. Este modelo é mais preciso e é definido por uma matriz $Y(s)$, composta por funções não-lineares da variável complexa de Laplace s , exigindo uma representação no domínio s [20].

3.0 - DADOS DO SISTEMA

O sistema teste considerado no estudo é o sistema-2 do *IEEE Second Benchmark Model* [16], cujo diagrama unifilar é mostrado na Figura 4. O sistema consiste em dois turbogeradores a vapor apresentando um modo torcional em comum (24.65 Hz), conectados a um grande sistema através de dois transformadores elevadores e uma linha de transmissão série-compensada. O grande sistema é representado por uma barra infinita em série com uma impedância de curto-circuito. Os dados da rede apresentados no diagrama unifilar são dados em pu na base de 100 MVA. O gerador G1 é equipado com uma excitatriz DC rotativa (modelo IEEE DC1A), enquanto G2 é equipado com um sistema de excitação estático simples, composto por um ganho e uma constante de tempo. G2 dispõe ainda de um PSS, cujos parâmetros foram ajustados para fornecer amortecimento tanto para o modo local quanto para o modo intraplanta. Para evitar interação torcional adversa, o PSS é equipado com um filtro torcional sintonizado na frequência dos modos torcionais comuns (24.65 Hz). Por fim, um SVC composto por um TCR e um capacitor fixo é incorporado ao sistema. Dados dos parâmetros elétricos e do sistema massa-mola de G1 e G2 são dados em [16]. Mode-shapes para os modos torcionais de G1 e G2 são apresentados na Tabela 1.

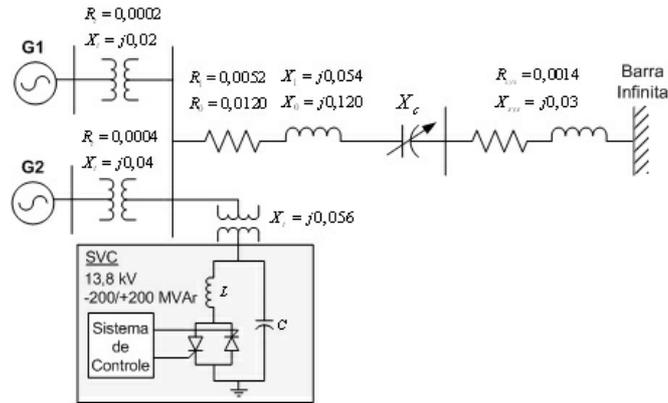


Figura 4 – IEEE Second Benchmark Model – Sistema-2

Tabela 1 – Mode-shapes de velocidade: (a) G1; (b) G2

Massa	Frequências Naturais			
	0 Hz	24.65 Hz	32.4 Hz	51.1 Hz
HP	1.0000	1.0000	1.0000	-0.0005
LP	1.0000	0.2583	-0.2807	0.0012
GEN	1.0000	-0.7313	0.2089	-0.0097
EXC	1.0000	-0.9555	0.3512	1.0000

(a)

Massa	Frequências Naturais		
	0 Hz	24.65 Hz	32.4 Hz
HP	1.0000	1.0000	1.0000
LP	1.0000	0.5873	-0.3749
GEN	1.0000	-0.9779	0.0865

(b)

Os parâmetros utilizados para os sistemas de controle são dados a seguir:

Sistema de excitação de G1:

$$K_a = 46 \text{ pu/pu}, T_a = 0.06 \text{ s}, T_b = T_c = 0 \text{ s}, T_e = 0.46 \text{ s},$$

$$K_f = 0.1 \text{ pu/pu}, T_f = 1.0 \text{ s}, A_{ex} = 0.014, B_{ex} = 1.55,$$

$$T_r = 0.55 \text{ s}, V_{R_{MIN}} = -0.9 \text{ pu}, V_{R_{MAX}} = 1.0 \text{ pu}$$

PSS de G2:

$$\omega_n = 154.88 \text{ rad/s}, \xi_n = 0.05, \xi_d = 1.00, T_w = 3.0 \text{ s},$$

$$T_n = 0.1961 \text{ s}, T_d = 0.0785 \text{ s}, K_{pss} = 8.0 \text{ pu/pu},$$

$$V_{MIN} = -0.1 \text{ pu}, V_{MAX} = 0.1 \text{ pu}$$

Sistema de excitação de G2

$$K_A = 80 \text{ pu/pu}, T_A = 0.05 \text{ s},$$

$$E_{fd_{MIN}} = -6.0 \text{ pu}, E_{fd_{MAX}} = 6.3 \text{ pu}$$

Compensador estático de reativos (SVC):

$$V_{nom} = 13.8 \text{ kV}, B_L = -4.0 \text{ pu}, B_C = 2.0 \text{ pu},$$

$$K_P = 0.5 \text{ pu/pu}, K_I = 500 \text{ s}^{-1}, T_m = 0.0075 \text{ s},$$

$$K_{P_{pll}} = 50 \text{ pu/pu}, K_{I_{pll}} = 500 \text{ s}^{-1}$$

onde T_m é a constante de tempo de um filtro duplo de primeira ordem associado à medição de tensão do SVC.

Todos os componentes do sistema foram implementados no programa Pacdyn [21], dedicado à análise de estabilidade a pequenas perturbações de oscilações eletromecânicas e de ressonância subsíncrona usando uma modelagem dinâmica da rede elétrica baseada em sistemas descritores [19] ou no domínio s [20].

4.0 - ANÁLISE DE RSS SEM SVC

Antes do desenvolvimento e análise do controle suplementar do SVC, é conveniente descrever o comportamento dinâmico do sistema benchmark na ausência de sistemas de controle. Isto será realizado através de técnicas de análise linear, que permite a obtenção de uma série de informações estruturais do sistema, tais como: frequências naturais das oscilações torcionais e seus mode-shapes, níveis críticos de compensação série, sensibilidade dos modos de oscilação em relação à variação de parâmetros, etc.

Inicialmente, considera-se uma condição de carga leve em regime permanente. O seguinte ponto de operação é considerado na análise: $P_{G1}=60 \text{ MW}$, $P_{G2}=70 \text{ MW}$, $V_{IG1}=1.01 \text{ pu}$, $V_{IG2}=1.01 \text{ pu}$, $V_{\infty}=0.98 \text{ pu}$, $V_{SVC}=1.038 \text{ pu}$

A solução completa do sistema linearizado foi obtida usando o método QZ para um nível de compensação de 30%. Os fatores de participação foram os índices usados para identificar a natureza de cada modo, conforme indicado na quarta coluna da Tabela 2. Todos os pólos possuem parte real negativa e, portanto, o sistema é estável. Além disso, verifica-se a existência de um duplo pico de ressonância próximo à frequência do modo comum (24.65 Hz), resultante do acoplamento elétrico entre os geradores [22]. Isto significa que distúrbios aplicados a um dos geradores podem excitar o modo torcional do outro e vice-versa. À medida que o acoplamento é aumentado, a diferença de frequência aumenta. Quando o acoplamento elétrico é muito baixo, estas duas frequências são praticamente iguais.

Tabela 2 – Pólos do sistema com 30% de compensação série

Pólo	Frequência (Hz)	Amortecimento (%)	Descrição
-12.022±j518.95	82.6	2.32	Supersíncrono
-6.3190±j376.89	60.0	1.68	Rede Elétrica
-0.0505±j321.27	51.1	0.016	Modo Torcional 3 – G1
-0.02496±j282.9	45.0	0.0088	Modo Torcional 2 – G2
-11.3460±j234.8	37.4	4.82	Subsíncrono
-0.04038±j203.6	32.4	0.020	Modo Torcional 2 – G1
-0.0792±j155.82	24.8	0.051	Modo Torcional 1 – G1
-0.0137±j155.22	24.7	0.0088	Modo Torcional 1 – G2
-2.2909±j11.536	1.84	19.5	Modo Intraplanta
-0.6650±j6.356	1.01	10.4	Modo Local

A Figura 5 mostra o diagrama do lugar das raízes (Root-Locus) obtido variando-se o nível de compensação série X_C/X_L de 10% ($X_C=0.0054$ pu) a 90% ($X_C=0.0486$ pu) da reatância total da linha. À medida que a reatância X_C é aumentada, a frequência do modo subsíncrono da rede elétrica é reduzido, enquanto a frequência do modo supersíncrono é aumentada. Quando a frequência do modo subsíncrono se aproxima da frequência de um modo torcional, eles interagem intensamente. O efeito global é que o pólo referente ao modo subsíncrono se desloca para a esquerda no plano complexo enquanto o respectivo modo torcional se dirige para o semiplano direito, tornando o sistema instável. Esta interação adversa é resultado da RSS pelo mecanismo de interação torcional (*Torsional Interaction*). Os níveis críticos de compensação série, que causam os máximos deslocamentos dos modos torcionais para o semiplano direito são apresentados na Figura 6.

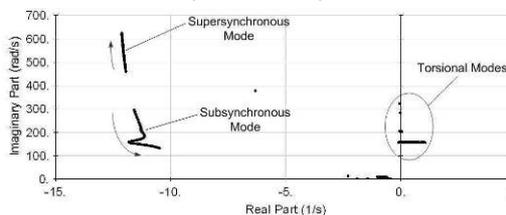
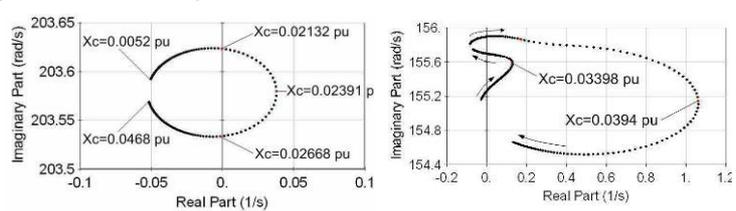
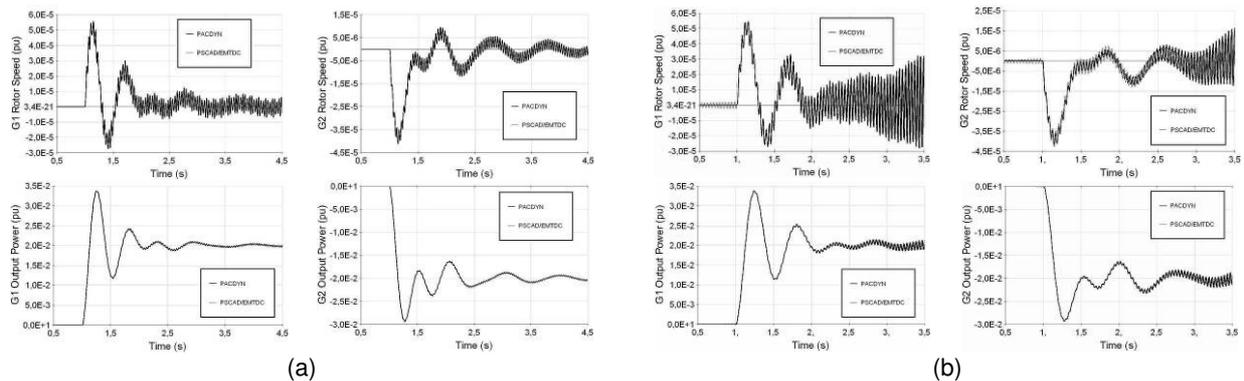
Figura 5 – Root-Locus de X_C – Sem SVC

Figura 6 – Detalhamento do root-locus para os pólos críticos

A Figura 7-a mostra os resultados de uma simulação no domínio do tempo para uma perturbação em degrau de 0.02 pu aplicada na potência mecânica das máquinas (ΔP_{mec}) considerando uma reatância capacitiva de 0.0162 pu ($X_C/X_L=30\%$). O degrau aplicado é positivo para G1 e negativo para G2. As variáveis monitoradas são os desvios de velocidade do rotor ($\Delta\omega_{GEN}$) e de potência elétrica (ΔP_i). A Figura 7-b mostra a resposta do sistema à mesma perturbação para um grau de compensação de 72.9% ($X_C=0.0394$ pu), que representa o valor mais crítico de X_C para um dos modos comuns. O sistema é instável e oscilações crescentes no tempo são observadas. Os resultados obtidos com o programa de transitórios eletromagnéticos PSCAD/EMTDC são mostrados nas mesmas figuras. Todos os gráficos são visualmente coincidentes, o que mostra a precisão do modelo linear.

Figura 7 – Simulação no domínio do tempo para: (a) $X_C=0.0162$ pu ; (b) $X_C=0.0394$ pu – PACDYN x PSCAD/EMTDC

A ressonância subsíncrona pode restringir consideravelmente o grau de compensação série que pode ser utilizado no sistema, uma vez que sérios danos podem ser causados nos eixos dos turbogeradores. Se condições de instabilidade devido à RSS ou de elevada fadiga mecânica forem verificadas, a adoção de medidas mitigadoras e técnicas especiais tornam-se imprescindíveis. A próxima seção discute a aplicação de um SVC no controle da RSS no sistema-2 do IEEE Second Benchmark Model.

5.0 - ANÁLISE DE RSS COM SVC

O SVC será conectado no barramento de alta tensão dos geradores através de um transformador abaixador, conforme ilustrado na Figura 4. O SVC é representado usando o modelo descrito na seção 2, enquanto o

amortecimento dos modos torcionais pode ser realizado empregando um controle auxiliar (suplementar) com ajustes de ganho e fase apropriados. A saída do controle suplementar (V_s) é então somada à referência do regulador de tensão do SVC (V_{ref}).

Considere inicialmente um controle suplementar baseado na medição do desvio da velocidade do rotor ($\Delta\omega_{GEN}$) de G1, conforme mostrado na Figura 8. A velocidade do gerador é uma escolha natural para o sinal de controle, pois contém componentes de todos os modos torcionais a serem controlados. O principal objetivo do controle auxiliar é estabilizar os modos torcionais comuns (24.65 Hz). Por isso, o grau de compensação de 72.9% é selecionado para o projeto do controlador. Os parâmetros T_n e T_d do bloco lead-lag são ajustados para fornecer a compensação de fase apropriada para este modo. O filtro wash-out elimina as componentes de baixa frequência do sinal de velocidade (modo 0) e permite que o controlador responda apenas aos modos torcionais. Os parâmetros escolhidos para o controlador são: $T_w = 0.03$ s, $T_n = 0.1$ s, $T_d = 0.01$ s, $K_s = 1.1$ pu/pu

A Tabela 3 mostra os pólos do sistema com o controle suplementar em serviço para $X_C/X_L=72.9\%$. Os modos torcionais críticos foram deslocados para o semiplano da esquerda, conforme desejado. No entanto, verificou-se um efeito oposto no segundo modo torcional G1 (32.4 Hz), que se tornou instável. Esta instabilidade não é resultado da interação entre a rede elétrica e o sistema mecânico do eixo, e sim devido à interação torcional adversa com o controle suplementar desenvolvido.

Tabela 3 – Pólos com controle suplementar baseado em $\Delta\omega_{GEN}$

Pólo	Freqüência (Hz)	Amortecimento (%)	Descrição
-0.0369±j321.27	51.1	0.012	Modo Torcional 3 – G1
-0.02491±j282.9	45.0	0.0088	Modo Torcional 2 – G2
+0.1735±j203.7	32.4	-0.085	Modo Torcional 2 – G1
-0.5770±j160.9	25.6	0.359	Modo Torcional 1 – G1
-0.0356±j155.5	24.7	0.023	Modo Torcional 1 – G2

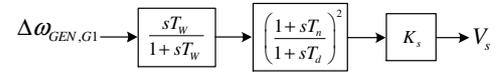


Figura 8 – Controle suplementar utilizando $\Delta\omega_{GEN}$ de G1 como sinal de controle

Uma técnica de controle para evitar esta interação adversa consiste em utilizar o desvio de velocidade modal como sinal estabilizante para o controle suplementar [7]. Para isto, medições de velocidade em todas as seções do eixo do turbogerador são necessárias. A relação entre as velocidades modais e as velocidades reais das seções do rotor é dada pela matriz de mode-shapes, Q . No entanto, um sistema de medição deste tipo seria na maioria dos casos muito complexa ou mesmo impraticável. Para evitar este problema, o controle suplementar pode ser modificado para eliminar a componente referente ao modo 2 do sinal de controle. Um sinal com estas características pode ser obtido através da medição dos sinais de velocidade nas extremidades dianteira e traseira do eixo (seções HP e EXC), as quais normalmente são acessíveis, e utilizando o sinal de controle dado em (15). Em termos das componentes modais de velocidade, o sinal de controle é dado pela expressão (16), onde q_{ij} refere-se ao elemento associado à seção i do eixo e ao modo j da matriz de mode-shapes de G1, Q_{G1} , dada na Tabela 1.

$$u_1 = \Delta\omega_{EXC,G1} - \frac{q_{42}}{q_{12}} \Delta\omega_{HP,G1} \quad (15) \quad u_1 = \left(q_{40} - \frac{q_{42}}{q_{12}} q_{10} \right) \Delta\omega_0 + \left(q_{41} - \frac{q_{42}}{q_{12}} q_{11} \right) \Delta\omega_1 + \left(q_{43} - \frac{q_{42}}{q_{12}} q_{13} \right) \Delta\omega_3 \quad (16)$$

Note que a componente do modo 2 não está presente no sinal de controle. O subscrito 0 refere-se ao modo uníssono, no qual o rotor se comporta como um corpo rígido. Um filtro *notch* adicional é inserido no controle para prevenir interações indesejáveis com o terceiro modo torcional de G1 (51.1 Hz). Simulações adicionais indicaram que este modo poderia ser estabilizado pelo controle auxiliar em outros pontos de operação. O filtro *notch* foi projetado com uma banda bem estreita em torno da frequência de sintonia para minimizar interferência com outros modos.

De acordo com a Figura 6, o segundo modo torcional de G1 (32.4 Hz) é instável para níveis de compensação da ordem de 44.2% ($X_C=0.02391$ pu), o qual representa a condição de RSS mais crítica para este modo. Desta forma, é necessário prover o controlador com um segundo canal de forma a eliminar a instabilidade deste modo.

Para eliminar a componente do modo 1 do sinal de controle do segundo canal, o mesmo método usado anteriormente pode ser aplicado. O sinal de controle é dado pela equação (17) e reescrito em (18) em termos das componentes modais de velocidade.

$$u_2 = \Delta\omega_{EXC,G1} - \frac{q_{41}}{q_{11}} \Delta\omega_{HP,G1} \quad (17) \quad u_2 = \left(q_{40} - \frac{q_{41}}{q_{11}} q_{10} \right) \Delta\omega_0 + \left(q_{42} - \frac{q_{41}}{q_{11}} q_{12} \right) \Delta\omega_2 + \left(q_{43} - \frac{q_{41}}{q_{11}} q_{13} \right) \Delta\omega_3 \quad (18)$$

O segundo canal também precisa ser equipado com um filtro *notch*, sintonizado na frequência do terceiro modo torcional de G1 (51.1 Hz), para produzir um sinal filtrado sem a componente referente ao modo 3.

O ganho e a compensação de fase são ajustados individualmente para cada canal do controlador e a saída do controle suplementar (V_s) é obtida pela soma dos sinais estabilizantes derivados de cada canal (V_{s1} e V_{s2}). O diagrama de blocos completo do controlador proposto é apresentado na Figura 9, onde $NF(s)$ refere-se à função de transferência dos filtros torcionais.

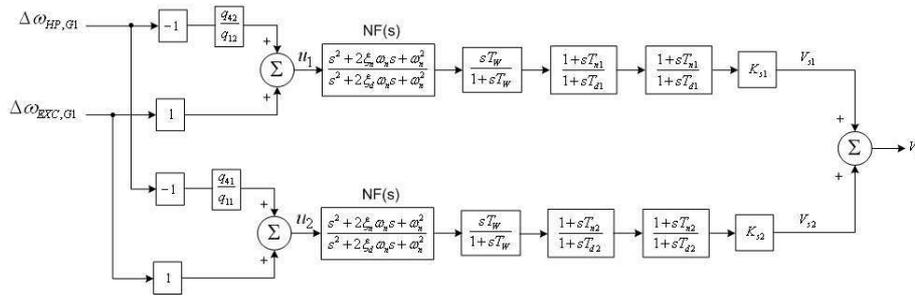


Figura 9 - Controle suplementar utilizando medições de velocidade nas extremidades do eixo como sinais de controle

Um diagrama do lugar das raízes pode ser traçado para ajustar os ganhos do controlador (K_{s1} e K_{s2}), conforme ilustrado na Figura 10. Note que apenas o modo torsional específico para o qual o canal do controlador foi desenvolvido se desloca a medida que o ganho é aumentado. Por outro lado, é evidente que o controlador tem uma tendência de reduzir o amortecimento associado ao modo subsíncrono da rede elétrica, o que aumenta o risco de RSS pelo mecanismo de efeito gerador de indução.

Os parâmetros do controlador foram determinados realizando alguns diagramas do lugar das raízes e análises paramétricas. Deve-se notar que apesar de este procedimento não levar a um ajuste ótimo, os parâmetros resultantes atendem os critérios de desempenho necessários. Os parâmetros escolhidos para o controlador foram:

$$q_{42} = -0.3512, \quad q_{12} = 1.0, \quad q_{41} = 0.9555, \quad q_{11} = 1.0, \quad T_w = 0.03 \text{ s}, \quad T_{n1} = 0.12 \text{ s}, \quad T_{d1} = 0.002 \text{ s}, \quad K_{s1} = 0.2 \text{ pu/pu}$$

$$\omega_n = 320.82 \text{ rad/s}, \quad \zeta_n = 0.005, \quad \zeta_d = 1.000, \quad T_{n2} = 0.12 \text{ s}, \quad T_{d2} = 0.02 \text{ s}, \quad K_{s2} = -1.2 \text{ pu/pu}$$

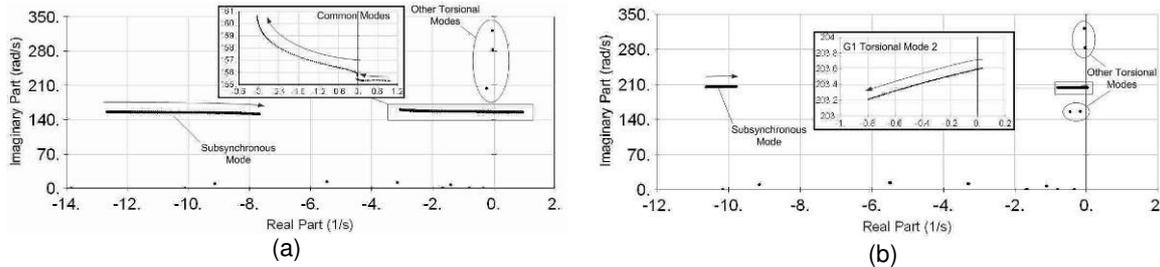


Figura 10 – Root-locus dos ganhos do controle suplementar: (a) K_{s1} ; (b) K_{s2}

A Figura 11 apresenta o diagrama do lugar das raízes obtido variando o grau de compensação série de 10% ($X_C=0.0054 \text{ pu}$) a 90% ($X_C=0.0486 \text{ pu}$) com o controle suplementar em serviço. O sistema é estável para toda a faixa de compensação avaliada. Para níveis de compensação mais elevados, o modo subsíncrono da rede elétrica se desloca para o semiplano direito do plano complexo e o sistema se torna auto-excitado.

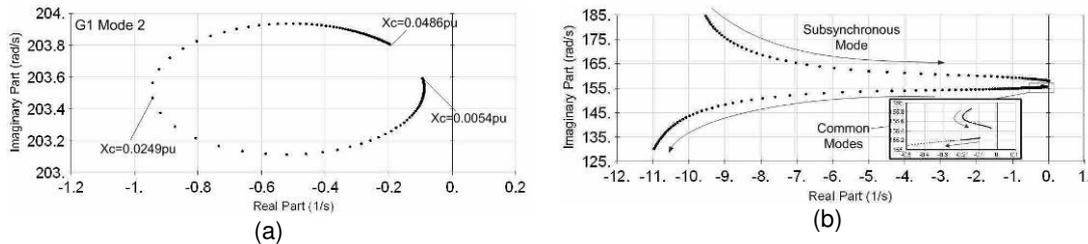


Figura 11 – Root-locus de X_C com controle suplementar em serviço

Os pólos do sistema com e sem o controle auxiliar do SVC para os níveis críticos de compensação são apresentados na Tabela 4.

Tabela 4 – Pólos do sistema com e sem o controle suplementar

X_C (pu)	% X_L	Pólo crítico sem controlador	ξ (%)	Pólo crítico com controlador	ξ (%)
0.03940	72.9%	+1.0657±j155.13	-0.687%	-0.0521±j155.49	+0.034
0.03398	62.9%	+0.1294±j155.59	-0.083%	-0.0734±j155.51	+0.047
0.02391	44.2%	+0.03809±j203.58	-0.019%	-0.7968±j203.21	+0.392

Para demonstrar a precisão do modelo do SVC, simulações no domínio do tempo foram realizadas. A simulação consiste na aplicação de um degrau de 0.02 pu na tensão de referência do regulador de tensão do SVC. O modelo apresentou resultados muito próximos aos obtidos pelo programa PSCAD/EMTDC, conforme mostrado na Figura 12.

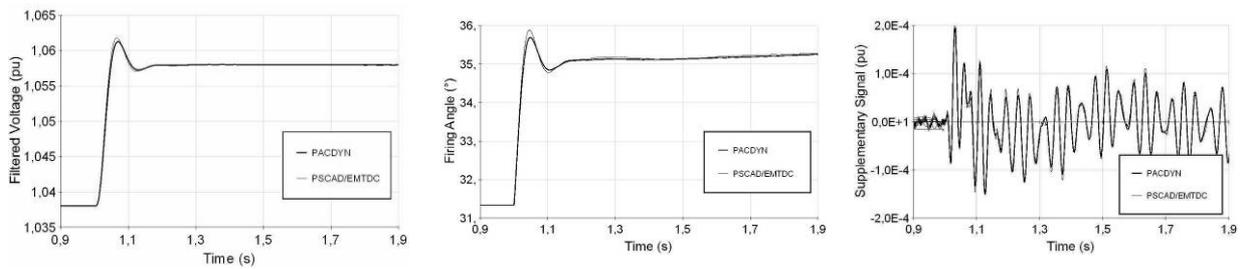


Figura 12 – Simulação no tempo de um degrau de 0.02 pu na tensão de referência do regulador de tensão do SVC

Uma simulação linear no domínio do tempo é realizada para comparar o desempenho do sistema com e sem o controle suplementar em serviço. O distúrbio aplicado consiste em um degrau de 0.02 pu na potência mecânica dos geradores ($\Delta P_{mec1} - \Delta P_{mec2}$). A resposta do sistema em carga leve e com 72.9% de compensação é mostrada na Figura 13 e na Figura 14.

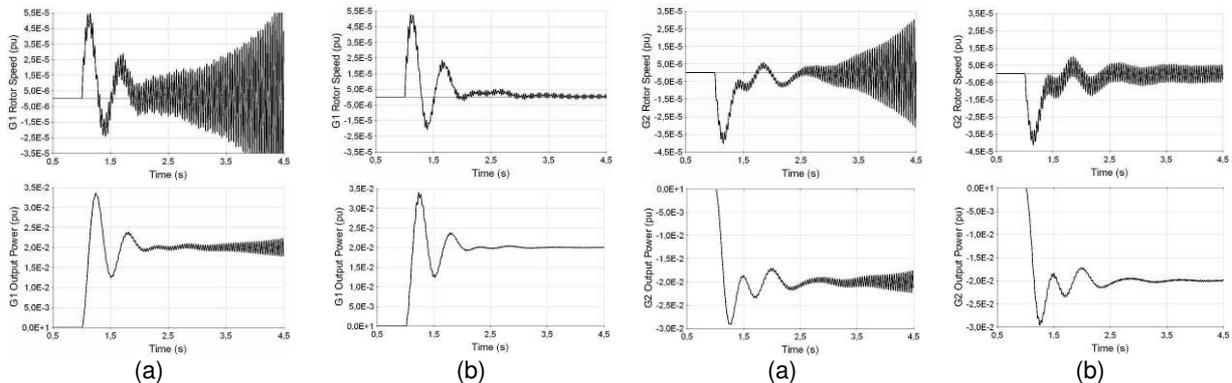


Figura 13 – Resposta de G1 para $X_C=0.0394$ pu: (a) sem controle suplementar; (b) com controle suplementar

Figura 14 - Resposta de G2 para $X_C=0.0394$ pu: (a) sem controle suplementar; (b) com controle suplementar

Com o objetivo de verificar o comportamento do controlador em diferentes pontos de operação, diagramas do lugar das raízes variando o nível de compensação série de 10% ($X_C=0.054$ pu) a 90% ($X_C=0.0486$ pu) foram traçados em várias condições de carga/geração. A Figura 15 mostra um destes diagramas para uma condição de carga pesada. O ponto de operação considerado neste caso é dado por:

$$P_{G1}=540 \text{ MW}, P_{G2}=630 \text{ MW}, V_{IG1}=1.025 \text{ pu}, V_{IG2}=1.050 \text{ pu}, V_{\infty}=1.05 \text{ pu}, V_{SVC}=1.020 \text{ pu}$$

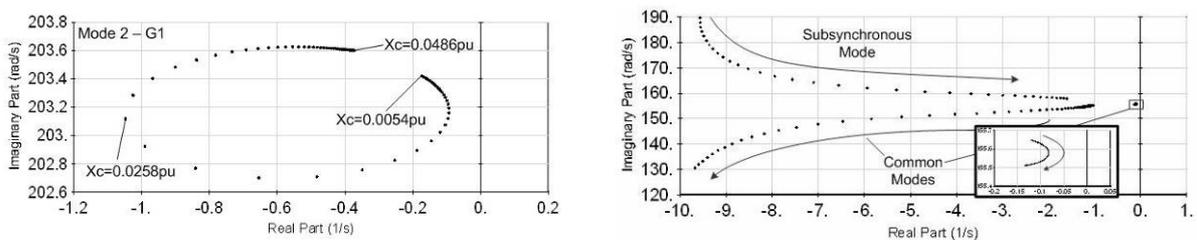


Figura 15 – Root-locus de X_C com o controle suplementar em serviço para uma condição de carga pesada

6.0 - CONCLUSÕES

O artigo apresentou um estudo de RSS detalhado no sistema-2 do IEEE Benchmark Model utilizando análise modal, no qual foi incluído um modelo analítico avançado de SVC baseado em fasores dinâmicos. O modelo é válido para a análise em altas frequências (acima de 5 Hz), sendo uma ferramenta útil no estudo de interações adversas entre controladores e a rede elétrica. O sistema foi modelado detalhadamente, incluindo sistemas de excitação, estabilizadores de sistema de potência e considerando as dinâmicas da rede elétrica e do eixo turbina-gerador. Os resultados obtidos com o modelo analítico foram muito próximos aos obtidos com o programa de transientes eletromagnéticos PSCAD/EMTDC. Um controle suplementar multicanal foi desenvolvido para amortecer modos instáveis devido a RSS em praticamente toda a faixa de compensação série e para várias condições de carga. A eficiência do controlador foi verificada através de simulações lineares e não-lineares no domínio do tempo. Observou-se que o controlador tem uma tendência de deslocar o modo subsíncrono da rede elétrica para o lado direito do plano s . No entanto, como o sistema se torna instável apenas para níveis de compensação muito elevados (não adotados na prática), isto não representa um grande problema.

7.0 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] P.M. Anderson, B.L. Agrawal, J.E. Van Ness, *Subsynchronous Resonance in Power Systems*, New York: IEEE Press, 1988.
- [2] P. Kundur, *Power System Stability and Control*, New York: McGraw-Hill, 1994.
- [3] IEEE SSR Working Group, "Countermeasures to Subsynchronous Resonance Problems", *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. 99, pp. 1810-1818, 1980.
- [4] D.G. Ramey, D.S. Kimmel, J.W. Dorney, F.H. Kroening, "Dynamic Stabilizer Verification Tests at the San Juan Station", *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. 100, no. 12, pp. 5011-5019, Dec. 1981.
- [5] E.V. Larsen, N. Rostamkolai, D. Fisher, A. Poitras, "Design of a Supplementary Modulation Control Function for the Chester SVC", *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 8, No. 2, pp. 719-724, April 1993.
- [6] A.E. Hammad, M. El-Sadek, "Application of a Thyristor Controlled Var Compensator for Damping Subsynchronous Oscillations in Power Systems", *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. 103, no. 1, pp. 198-212, Jan. 1984.
- [7] O. Wasynczuk, "Damping Subsynchronous Resonance Using Reactive Power Control", *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. 100, no. 3, pp. 1096-1104, March 1981.
- [8] R.M. Mathur, R.K. Varma, *Thyristor-Based FACTS Controllers for Electrical Transmission Systems*, IEEE Press, 2002.
- [9] H.A. Othman, L. Angquist, "Analytical Modeling of Thyristor-Controlled Series Capacitors for SSR Studies", *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 11, no. 1, pp. 119-127, Feb. 1996.
- [10] P. Mattavelli, A. M. Stankovic, G. C. Verghese, "SSR Analysis with Dynamic Phasor Model of Thyristor-Controlled Series Capacitor", *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 14, no. 1, pp. 200-208, Feb. 1999.
- [11] A. M. Stankovic, P. Mattavelli, V. Caliskan, G. C. Verghese, "Modeling and Analysis of FACTS Devices with Dynamic Phasors", *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting*, Jan. 2000.
- [12] L.A.S. Pilotto, J.E.R. Alves, E.H. Watanabe, "High Frequency Eigenanalysis of HVDC and FACTS Assisted Power Systems", *IEEE PES Summer Meeting*, vol. 2, pp. 823-829, 16-20 July 2000.
- [13] D. Jovcic, N. Pahalawaththa, M. Zavahir, H.A. Hassan, "SVC Dynamic Analytical Model", *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 18, no. 4, pp. 1455-1461, Oct. 2003.
- [14] S. Gomes Jr., N. Martins, A. Stankovic, "Improved Controller Design Using New Dynamic Phasor Models of SVC's Suitable For High Frequency Analysis", *Transmission and Distribution Conference and Exposition*, Dallas, 21-24 May 2006.
- [15] P. Mattavelli, G. C. Verghese, A. M. Stankovic, "Phasor Dynamics of Thyristor-Controlled Series Capacitor", *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 12, no. 3, pp. 1259-1267, Aug. 1997.
- [16] IEEE SSR Working Group, "Second Benchmark Model for Computer Simulation of Subsynchronous Resonance", *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. 104, pp. 1057-1066, May 1985.
- [17] *PSCAD/EMTDC User's Manual*, Manitoba HVDC Research Center, Canada, 1994.
- [18] A.M. Gole, V.K. Sood, L. Mootosamy, "Validation and Analysis of a Grid Control System Using d-q-z Transformation for Static Compensator System", *Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*, Montreal, 17-20 September 1989.
- [19] L.T.G. Lima, N. Martins, S. Carneiro Jr., "Augmented State-Space Modeling of Large Scale Linear Network", In: *Proceedings of the IPST '99 – International Conference on Power System Transients*, Budapest, Hungary, June 1999.
- [20] S. Gomes Jr., N. Martins, C. Portela, "Modal Analysis Applied to s-Domain Models of ac Networks", *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting*, Columbus, Ohio, Jan. 2000.
- [21] *PacDyn User's Manual*, CEPEL, Brazil, 2007.
- [22] D.N. Walker, C.E.J. Bowler, R.L. Jackson, D.A. Hodges, "Results of Subsynchronous Resonance Test at Mohave", *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. 94, no. 5, pp. 1878-1889, Sep/Oct 1975.