
ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA ESTRUTURA E DO CONTROLE DO TCSC NO AMORTECIMENTO DE OSCILAÇÕES SUBSÍNCRONAS USANDO UM MODELO AVANÇADO NO DOMÍNIO-S

FERNANDO CATTAN JUSAN*
Eletrobras Furnas
Brasil

SERGIO GOMES JR.
Eletrobras Cepel
Brasil

GLAUCO NERY TARANTO
COPPE/UFRJ
Brasil

Resumo – Este trabalho investiga a influência da estrutura básica do circuito principal e do controle do TCSC no amortecimento das oscilações torcionais de um turbo-gerador eletricamente próximo. Um modelo analítico no domínio-s baseado em fasores dinâmicos foi utilizado para obter os resultados apresentados no artigo. O estudo foi conduzido no Sistema-1 do “IEEE Second Benchmark Model”. Análises de autovalores foram realizadas para avaliar o efeito da proporção entre compensação série fixa e variável para um determinado nível de compensação total, do “Boost Factor” (K_B) e do tamanho do reator do TCSC (dado pelo parâmetro λ) no amortecimento das oscilações subsíncronas. A influência dos parâmetros do controle de corrente e do sistema de sincronismo (PLL) também é investigada. Por fim, um simples controle suplementar (“SSDC – Subsynchronous Damping Controller”) é incorporado ao controle principal do TCSC para demonstrar que a capacidade do TCSC no amortecimento das oscilações subsíncronas pode ser aprimorada através da modulação adequada do ângulo de disparo. Os resultados obtidos nas simulações lineares no domínio do tempo foram validados através de simulações não-lineares com o programa PSCAD/EMTDC.

Palavras chave: FACTS – TCSC – Oscilações Subsíncronas – Ressonância Subsíncrona – Fasores Dinâmicos – Análise Modal – Domínio-s – Projeto de Sistemas de Controle

1 INTRODUÇÃO

A utilização de capacitores série é uma forma muito eficiente e econômica de aumentar a capacidade de transferência de potência em longas linhas de transmissão e de melhorar a estabilidade transitória em sistemas interligados. No entanto, sua aplicação pode inadvertidamente dar origem a oscilações torcionais crescentes devido ao fenômeno da Ressonância Subsíncrona (RSS) [1]. Problemas de RSS ocorrem quando há interação adversa entre os modos subsíncronos da rede elétrica e os modos torcionais de turbo-geradores, normalmente pouco amortecidos. Quando o grau de compensação série é elevado até certo nível, uma ressonância envolvendo os geradores, transformadores, linhas de transmissão e capacitores série normalmente surge na faixa de frequência subsíncrona. Quando a frequência de ressonância se torna complementar à frequência de um dos modos torcionais associados ao eixo mecânico do turbo-gerador, alguns destes modos torcionais podem se tornar instáveis, podendo causar danos ao eixo.

O advento do Capacitor Série Controlado a Tiristor (“TCSC – Thyristor Controlled Series Capacitor”) tornou possível aprimorar o desempenho de sistemas série-compensados devido ao controle rápido e flexível da reatância efetiva da linha de transmissão [2][3]. Além disso, o TCSC pode ser usado no amortecimento de oscilações em sistemas de potência [4][5]. Estas características já foram demonstradas com sucesso em inúmeras instalações ao redor do mundo [6]-[9].

As características do TCSC em regime permanente e em baixas frequências (abaixo de 5 Hz) podem ser estudadas utilizando modelos na frequência fundamental [10]. Estes modelos representam o TCSC como uma reatância variável cujo valor é dado pela relação entre as componentes fundamentais das variáveis em regime permanente. Os atrasos introduzidos pela dinâmica do sistema de controle de disparo são representados por blocos de atraso (“lag blocks”) ou por atrasos de transporte (“transport delays”). Para estudos de RSS, a utilização destes modelos simplificados pode levar a resultados imprecisos, a menos que

* Rua Real Grandeza, 219, Sala 605 – Bloco B – Botafogo, Rio de Janeiro, RJ – 22.281-900
Tel.: +55 (21) 2528-5451, E-mail: cattan@furnas.com.br

as frequências dos modos torcionais sejam muito menores que a frequência do modo subsíncrono da rede elétrica [11].

Convencionalmente, programas de transitórios eletromagnéticos são utilizados em estudos de RSS envolvendo equipamentos FACTS [12]. 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.

Alguns modelos analíticos de equipamentos FACTS apropriados para análise modal foram propostos em trabalhos passados [13][14]. No entanto, modelos simples, confiáveis e válidos para análise em altas frequências ainda eram necessários. Em [15] foram propostos modelos precisos e modulares para equipamentos FACTS baseados em tiristores. Estes modelos foram desenvolvidos em uma forma adequada para aplicações de controle e, após linearização, apropriados 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 [14]-[16], possibilitando a transformação de um sistema de equações não-lineares e variantes no tempo em um sistema não-linear autônomo. Os ângulos de disparo e de condução são adequadamente tratados como variáveis do problema, bem como o módulo referente ao PLL (“*Phase-Locked Loop*”), responsável pelo sincronismo dos pulsos de disparo do TCSC.

Este artigo investiga a influência da estrutura básica do circuito principal do TCSC e de seu sistema de controle no amortecimento das oscilações torcionais subsíncronas de um turbo-gerador eletricamente próximo. Análises de autovalores foram realizadas para avaliar o efeito da proporção entre compensação série fixa e variável para um determinado nível de compensação total, do “*Boost Factor*” (K_B) e do tamanho do reator do TCSC (dado pelo parâmetro λ) no amortecimento das oscilações subsíncronas. A influência dos parâmetros do controle de corrente constante e do sistema de sincronismo (PLL) também é investigada. Por fim, um simples controle suplementar (“*SSDC – Subsynchronous Damping Controller*”) é incorporado ao controle principal do TCSC para demonstrar que a capacidade do TCSC no amortecimento das oscilações subsíncronas pode ser aprimorada através da modulação adequada do ângulo de disparo.

Os resultados obtidos nas simulações lineares no domínio do tempo foram validados através de simulações não-lineares com o programa PSCAD/EMTDC [17].

2 ESTRUTURA BÁSICA E CONTROLE DO TCSC

2.1 Estrutura Básica do TCSC

O circuito principal do TCSC, apresentado na Fig. 1, consiste em um capacitor série fixo (“*FSC – Fixed Series Capacitor*”) conectado em paralelo com um reator controlado a tiristores (“*TCR – Thyristor Controlled Reactor*”). Com os tiristores bloqueados, o TCSC equivale a um banco de capacitores série com a mesma capacidade. O controle coordenado dos instantes de disparo do TCR e conseqüente condução parcial dos tiristores permitem que o TCSC se comporte como uma reatância continuamente controlável capacitiva ou indutiva. Isto é denominado *controle vernier*. Um exemplo típico de reatância efetiva do TCSC à frequência fundamental (X_{TCSC}) em função do ângulo de disparo é mostrado na Fig. 2. É evidente na figura que uma transição suave entre os modos capacitivo e indutivo não é possível devido à região de ressonância entre os dois modos. A reatância efetiva do TCSC em função de α é dada pela seguinte expressão:

$$X_{TCSC}(\alpha) = X_C - \frac{X_C^2}{X_C - X_L} \frac{2(\pi - \alpha) + \sin 2(\pi - \alpha)}{\pi} + \frac{4X_C^2}{X_C - X_L} \frac{\cos^2(\pi - \alpha)}{\lambda^2 - 1} \cdot \frac{[\lambda \tan \lambda(\pi - \alpha) - \tan(\pi - \alpha)]}{\pi} \quad (1)$$

onde λ é um parâmetro de projeto que será descrito a seguir.

Uma variante do modo de *controle vernier* é o modo de *controle vernier capacitivo*, no qual o TCSC é restringido a operar na região capacitiva, limitando-se o ângulo de disparo na faixa $\alpha_{lim} \leq \alpha \leq 180^\circ$. Neste modo de operação, a reatância capacitiva efetiva do TCSC pode ser amplificada (“*Boosted*”) consideravelmente, conforme mostrado na Fig. 2. Esta amplificação é uma conseqüência da injeção da

corrente do TCR durante a condução. Esta corrente circula na malha do TCSC e se soma à corrente da linha, criando uma tensão adicional em cima do capacitor série. O aumento na tensão do capacitor aparece como uma fonte de tensão adicional conectada em série com a linha de transmissão (efeito “Boost”). Esta tensão adicional pode ser controlada a cada meio ciclo através do ângulo de disparo, se comportando como uma reatância série controlável.

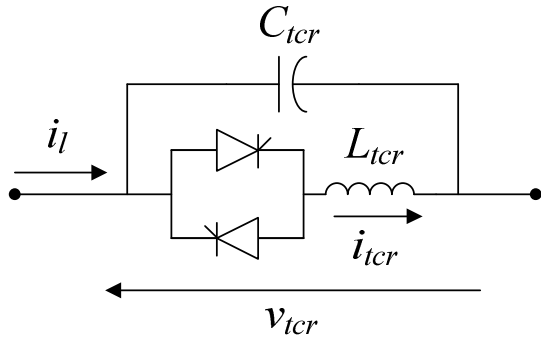


Fig. 1. Circuito principal do TCSC

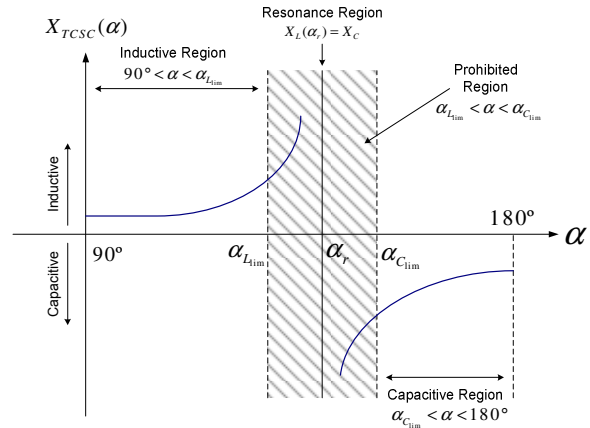


Fig. 2. Reatância efetiva do TCSC à frequência fundamental em função do ângulo de disparo

O “Boost Factor” é definido pela razão entre a reatância fundamental efetiva do TCSC (X_{TCSC}) e a reatância capacitiva do TCSC com os tiristores bloqueados (X_C):

$$K_B = \frac{X_{TCSC}}{X_C} \quad (2)$$

A máxima reatância permitida (obtida quando $\alpha = \alpha_{MIN}$) é tipicamente 2.5 a 3 vezes X_C para prevenir operação próxima à região de ressonância [11].

Para um funcionamento adequado do TCSC, também é necessário que $\omega_0 > \omega_N$, onde $\omega_0 = \sqrt{1/L_{tcr}C_{tcr}}$ é a frequência de ressonância do circuito principal do TCSC e ω_N é a frequência nominal da rede elétrica. A razão entre ω_0 e ω_N é um parâmetro de projeto, o qual será denominado λ neste trabalho. Este parâmetro determina o tamanho relativo do reator do TCSC e sua definição é dada em (3), onde X_L é a reatância fundamental do reator.

$$\lambda = \frac{\omega_0}{\omega_N} = \sqrt{\frac{-X_C}{X_L}} \quad (3)$$

Uma escolha apropriada de λ garante apenas um ponto de ressonância na faixa de 90° a 180° , como mostrado na Fig. 2. Em aplicações práticas do TCSC, λ normalmente se situa na faixa entre 2 e 4 [11].

Apesar de o TCSC se comportar como uma reatância capacitiva na frequência fundamental, ele é indutivo/resistivo nas frequências subsíncronas e, portanto, tende a dessintonizar e amortecer oscilações subsíncronas [18]. Em alguns casos, esta é a principal razão para se instalar um TCSC [9].

2.2 Controle Básico do TCSC

As seguintes metodologias básicas de controle foram consideradas no estudo:

- Controle de reatância em malha aberta (ângulo de disparo fixo)
- Controle de corrente constante em malha fechada

A forma mais simples de controlar o TCSC consiste em ajustar o nível de compensação série em um valor de referência fixo. Isto é referido como controle de reatância em malha aberta. O controle fornece uma ordem de reatância que é linearizada para obter o ângulo de disparo associado. O ângulo de disparo por sua vez é transmitido ao sistema de controle de disparo, o qual fornece os pulsos de disparo equidistantes para os tiristores do TCSC para implementar a reatância desejada. Os pulsos de disparo são normalmente sincronizados com os cruzamentos por zero da corrente na linha, uma vez que este sinal é praticamente livre

de harmônicos para o TCSC. Para inibir o efeito da influência de controles rápidos em malha fechada nos resultados, esta metodologia de controle foi escolhida para estudar a influência das características estruturais do TCSC (como K_B e λ) e dos parâmetros do sistema de sincronismo (PLL) no amortecimento das oscilações subsíncronas.

Na metodologia de controle de corrente constante em malha fechada, a corrente desejada na linha é usada como sinal de referência para o controle do TCSC, o qual busca manter a corrente medida na linha neste valor [19]. Um diagrama de blocos típico do controle de corrente do TCSC é ilustrado na Fig. 3. A corrente trifásica é medida e retificada na unidade de medição. O sinal retificado é filtrado e normalizado para garantir consistência do valor *por unidade* com o sinal de referência de corrente. O erro de corrente é aplicado a um controlador proporcional-integral (PI), o qual fornece uma ordem de reatância para o sistema de controle de disparo. O efeito dos parâmetros principais do controle de corrente constante no amortecimento das oscilações subsíncronas também é mostrado no artigo.

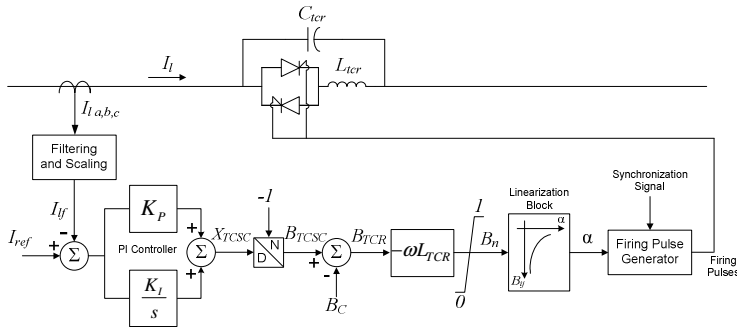


Fig. 3. Controle de corrente constante do TCSC

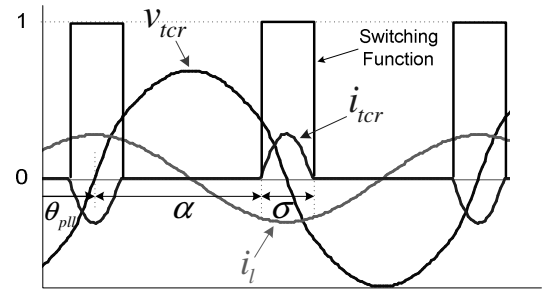


Fig. 4. Função de chaveamento

3 MODELO DO TCSC BASEADO EM FASORES DINÂMICOS

Utilizando a notação da Fig.1, as seguintes equações diferenciais podem ser aplicadas a cada fase do TCSC:

$$C_{tcr} \frac{dv_{tcr a}}{dt} = i_{ta} - i_{tcr a} \quad (4)$$

$$L_{tcr} \frac{di_{tcr a}}{dt} = q(\alpha, \theta_{pll}, \sigma) \cdot v_{tcr a} \quad (5)$$

onde q é a *função de chaveamento* [20], α é o ângulo de disparo, σ é o ângulo de condução e θ_{pll} é o ângulo de referência para o controle de disparo dos tiristores, fornecido pelo PLL. No caso do TCSC, θ_{pll} é obtido partir do ângulo de fase da corrente na linha. A função de chaveamento pode ser 1 ou 0, dependendo do estado dos tiristores (conduzindo ou não) em um determinado instante, conforme ilustrado na Fig. 4. Portanto, a equação (5) é variante no tempo. As equações (4) e (5) podem ser colocadas sob a forma de um sistema invariante no tempo usando fasores dinâmicos [15]. Os ângulos α , θ_{pll} e σ são incluídos como variáveis do problema.

A função de chaveamento possui simetria em cosseno em torno do cruzamento por zero da tensão. A série de Fourier da função de chaveamento é dada por (6), onde o ângulo β é definido em (7).

$$q = q_0 + \sum_k \cos[2k(\alpha - \beta)] = \sum_m \frac{Q_m e^{jm\alpha} + Q_m^* e^{-jm\alpha}}{2} \quad (6) \quad \beta = \alpha - \theta_{pll} + \frac{\sigma}{2} \quad (7)$$

onde $k = 1, 2, 3, \dots$ e $m = 2k$.

Os coeficientes da forma complexa da função chaveamento são dados por:

$$Q_0 = q_0 = \frac{\sigma}{\pi} \quad (8) \quad Q_m = Q_{2k} = q_k e^{-jm\beta} = \frac{4}{m\pi} \sin\left(\frac{m\sigma}{2}\right) e^{-jm\beta} \quad (9)$$

O fasor fundamental da tensão no TCR multiplicado pelos harmônicos de q produz harmônicos na corrente do TCR. Os fasores harmônicos da corrente no TCR produzem por sua vez harmônicos na corrente na linha, que é injetada no sistema elétrico e, portanto, produz harmônicos na tensão do TCR. Por fim, os fasores harmônicos da tensão interagem com os harmônicos da corrente do TCR. Como conseqüência, todas as variáveis do sistema podem ser escritas como uma soma de fasores dinâmicos. As equações finais para os fasores harmônicos do TCSC são apresentados em (10)-(13):

$$C_{tcr} \frac{dV_{tcr ak Re}}{dt} - k\omega C_{tcr} V_{tcr ak Im} = I_{lak Re} - I_{tcr ak Re} \quad (10) \quad C_{tcr} \frac{dV_{tcr ak Im}}{dt} + k\omega C_{tcr} V_{tcr ak Re} = I_{lak Im} - I_{tcr ak Im} \quad (11)$$

$$L_{tcr} \frac{dI_{tcrakRe}}{dt} - k\omega L_{tcr} I_{tcrakIm} = \sum_{m+n=k} \left(\frac{Q_{mRe}}{2} V_{tcranRe} - \frac{Q_{mIm}}{2} V_{tcranIm} \right) + \sum_{-m+n=k} \left(\frac{Q_{mRe}}{2} V_{tcranRe} + \frac{Q_{mIm}}{2} V_{tcranIm} \right) + \sum_{m-n=k} \left(\frac{Q_{mRe}}{2} V_{tcranRe} + \frac{Q_{mIm}}{2} V_{tcranIm} \right) \quad (12)$$

$$L_{tcr} \frac{dI_{tcrakIm}}{dt} + k\omega L_{tcr} I_{tcrakRe} = \sum_{m+n=k} \left(\frac{Q_{mIm}}{2} V_{tcranRe} + \frac{Q_{mRe}}{2} V_{tcranIm} \right) + \sum_{-m+n=k} \left(-\frac{Q_{mIm}}{2} V_{tcranRe} + \frac{Q_{mRe}}{2} V_{tcranIm} \right) + \sum_{m-n=k} \left(\frac{Q_{mIm}}{2} V_{tcranRe} - \frac{Q_{mRe}}{2} V_{tcranIm} \right) \quad (13)$$

Neste artigo, variáveis no domínio do tempo são representadas por letras minúsculas e seus fasores associados por letras maiúsculas. Os subscritos *Re* e *Im* se referem às partes reais e imaginárias dos fasores, respectivamente, enquanto o subscrito *a* está relacionado com a fase *a* das tensões e correntes.

Quando o TCSC opera em controle de reatância em malha aberta, α é calculado diretamente pela equação (1) ou usando tabelas discretas, que fornecem o ângulo de disparo requerido para implementar o nível desejado de compensação série. Se o TCSC está operando em controle de corrente ou de potência, a ordem de reatância é fornecida pelo controlador PI e então linearizada para obter α .

O ângulo de referência, θ_{pll} , é a saída do módulo referente ao PLL, o qual é usado para detectar o ângulo da corrente na linha. O modelo de PLL usado pelo PSCAD/EMTDC é denominado *d-q-z* ou *Transvektor*. Este modelo poderia ser facilmente implementado em função dos fasores dinâmicos da corrente na linha. No entanto, devido às características de filtragem em baixas frequências do PLL, um modelo muito mais simples pode ser utilizado com resultados praticamente coincidentes, conforme mostrado em [15]. O PLL usado é definido pela realimentação unitária do filtro dado em (14), resultando na função de transferência em malha fechada dada em (15):

$$G(s) = \left(K_{ppll} + \frac{K_{Ipll}}{s} \right) \cdot \frac{1}{s} \quad (14) \quad \theta_{pll} = \frac{G(s)}{1+G(s)} \cdot \theta_{I_l} \quad (15)$$

onde θ_{I_l} é o ângulo do fasor fundamental da corrente na linha, dado por:

$$\theta_{I_l} = \arctg \left(\frac{I_{lIm}}{I_{lRe}} \right) \quad (16)$$

A última variável a ser calculada é o ângulo de condução, σ . Uma aproximação para este ângulo consiste em assumir que a função de chaveamento multiplicada pela tensão está sempre em fase com o fasor fundamental da corrente. Esta hipótese dá origem a um modelo linearizado composto por um sistema de equações algébrico-diferenciais, que pode ser representado por um sistema descritor [21][22][23]. No entanto, quando aplicada ao TCSC, esta representação resulta em uma instabilidade dinâmica espúria indesejada.

Uma segunda metodologia para calcular o ângulo de condução, proposta em [15], é baseada na integração numérica da tensão no domínio do tempo. Esta abordagem não apresenta o problema de instabilidade mencionado na metodologia anterior e produz resultados mais precisos.

O instante em que o tiristor bloqueia a corrente em um determinado ramo do TCR (instante no qual a corrente de condução passa por zero) define o ângulo de condução, σ_d . Este ângulo é dado pela diferença entre o instante em que a corrente passa por zero e o instante no qual o tiristor começa a conduzir, multiplicado por ω , conforme dado em (17):

$$\sigma_d = \omega(t_{off} - t_{on}) \quad (17)$$

Como σ_d é definido apenas nos instantes de bloqueio em qualquer ramo, é uma variável discreta e, portanto, não é bem definida em qualquer outro instante. No entanto, é possível criar uma variável contínua σ_d que apresenta o valor correto do ângulo de condução para todos os instantes de bloqueio, mas que também possua uma variação contínua entre estes instantes.

Se t é o instante de bloqueio da corrente em um determinado ramo do TCR (Fig. 4), a equação (18) pode ser escrita, onde v_{tcrx} é dada pela equação (19) e θ_x é igual a 0, $-2\pi/3$ e $+2\pi/3$ para os ramos *a*, *b* e *c* do TCR, respectivamente.

$$\int_{\frac{\sigma_d}{\omega}}^0 v_{tcrx}(t+t_0) dt_0 = 0 \quad (18) \quad v_{tcrx}(t) = \sum_k V_{tcrakRe}(t) \cdot \cos[k(\omega t + \theta_x)] - \sum_k V_{tcrakIm}(t) \cdot \sin[k(\omega t + \theta_x)] \quad (19)$$

O ângulo associado ao instante de disparo é definido como:

$$\omega t + \theta_x - \sigma_d = \alpha(t - \sigma_d / \omega) - \theta_{pll}(t - \sigma_d / \omega) + 2 \cdot \pi \cdot z \quad (20)$$

onde z é um número inteiro. Então, é possível definir uma tensão genérica cujo ângulo e fase varia continuamente e, durante o instante de bloqueio da corrente, possui a mesma fase do ramo do TCR onde o bloqueio está ocorrendo.

A fase da tensão deve atender (20), a qual agora é mostrada em (21) com uma translação no tempo de t_0 , onde θ_f é dado em (22).

$$\omega(t + t_0)t + \theta_x = \omega \cdot t_0 + \theta_f + 2 \cdot \pi \cdot z \quad (21) \quad \theta_f = \alpha(t - \sigma_d / \omega) - \theta_{pll}(t - \sigma_d / \omega) + \sigma_d \quad (22)$$

A tensão genérica transladada é dada por:

$$\int_{-\frac{\sigma}{\omega}}^0 v_{icrx}(t + t_0) dt_0 = 0 \quad (23)$$

Note que o termo $2 \cdot \pi \cdot z$ foi removido das funções seno e cosseno porque não altera o valor destas funções (produz ângulos coterminais).

Quando t_0 é igual a zero, $v_{icrx}(t + t_0)$ possui fase θ_f e quando t_0 é igual a $-\sigma/\omega$, $v_{icrx}(t + t_0)$ possui fase:

$$\theta_0 = \alpha(t - \sigma_d / \omega) - \theta_{pll}(t - \sigma_d / \omega) \quad (24)$$

Note que se t é o instante de bloqueio em algum ramo, o ângulo de condução é dado pela diferença entre o instante de bloqueio da corrente e o instante de disparo, multiplicado por ω , como definido anteriormente. Durante a integração, a variação da tensão é levada em conta considerando a variação dos fasores em função de t_0 .

O ângulo de condução da função de chaveamento, σ , deve ser corrigido para considerar as variações de α e θ_{pll} durante o período de condução pela seguinte equação:

$$\sigma = \sigma_d - \alpha(t) + \alpha(t - \sigma_d / \omega) + \theta_{pll}(t) - \theta_{pll}(t - \sigma_d / \omega) \quad (25)$$

Este ângulo de condução é utilizado em (8) e (9).

Esta abordagem é mais precisa e resulta em um modelo definido por equações que são funções não-lineares da frequência complexa de Laplace s e, portanto, requerendo uma representação no domínio- s [24]. Os resultados apresentados neste artigo foram obtidos com esta metodologia.

4 DADOS DO SISTEMA

O sistema 1 do “*IEEE Second Benchmark Model*” foi utilizado nas simulações [25]. O sistema consiste em um turbo-gerador a vapor de 600 MVA conectado a uma barra infinita através de um transformador elevador e duas linhas de transmissão em paralelo, sendo uma delas série-compensada. Os dados da rede elétrica, dos geradores e parâmetros mecânicos do eixo turbina-gerador são dados em [25]. O eixo turbina-gerador é representado por um sistema massa-mola a parâmetros concentrados com quatro massas: uma turbina possuindo dois estágios de pressão (HP e LP), uma massa referente ao gerador (GEN) e uma massa referente à excitatriz (EXC). As frequências de oscilação deste sistema mecânico são: 24.65 Hz, 32.4 Hz e 51.1 Hz.

O modelo IEEE(2.2) é utilizado para representar o sistema elétrico do gerador. O gerador é ainda equipado com uma excitatriz DC rotativa (tipo IEEE DC1A), com os seguintes parâmetros:

$$K_a = 46 \text{ pu/pu}, T_a = 0.06 \text{ s}, T_b = T_c = 0 \text{ s}, T_e = 0.46 \text{ s}, K_f = 0.1 \text{ pu/pu}, T_f = 1.0 \text{ s}$$

$$A_{ex} = 0.014, B_{ex} = 1.55, T_r = 0.55 \text{ s}, V_{R_{MIN}} = -0.9 \text{ pu}, V_{R_{MAX}} = 1.0 \text{ pu}$$

Um TCSC composto por um capacitor fixo e um TCR é incorporado ao sistema como parte da compensação série total. Todos os componentes do sistema foram representados no programa PacDyn [26], desenvolvido para análise de estabilidade eletromecânica e ressonância subsíncrona a pequenas perturbações, capaz de modelar a dinâmica da rede elétrica usando a representação por sistemas descritores ou no domínio- s .

5 RESULTADOS DO ESTUDO

5.1 Análise com Compensação Série Fixa (FSC)

Com o objetivo de identificar os níveis críticos de compensação do sistema benchmark, um diagrama do lugar das raízes (“*Root Locus*”) é produzido variando-se o nível de compensação série X_{FSC}/X_{LT} de 10% ($X_{FSC}=0.008 \text{ pu}$) a 90% ($X_{FSC}=0.072 \text{ pu}$) da reatância total da linha, conforme mostrado na Fig. 5. A solução completa do sistema linearizado foi obtida usando o método QZ para o cálculo dos autovalores.

As análises foram realizadas para uma condição de carga leve, com o seguinte ponto de operação: $P_G=60$ MW, $Q_G=-3.1$ Mvar, $V_t=1.0$ pu, $V_\infty=1.0$ pu

À medida que a reatância X_{FSC} é aumentada, a frequência do modo subsíncrono da rede elétrica é reduzida, 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 em direção ao semiplano direito, podendo tornar o sistema instável. Esta interação adversa é resultado da RSS pelo mecanismo de interação torcional (“*TI – Torsional Interaction*”). Somente o primeiro modo torcional (24.65 Hz) efetivamente se desloca para o semiplano direito do plano s , enquanto os demais modos torcionais são estáveis para toda a faixa de compensação.

A Fig. 6 mostra os resultados de uma simulação no domínio do tempo para uma perturbação em degrau de 0.02 pu aplicada na potência mecânica do gerador (ΔP_{mec}) considerando uma reatância capacitiva de $X_{FSC}=0.0417$ pu ($X_{FSC}/X_{LT}=52.1\%$), que representa o valor mais crítico de X_{FSC} para o primeiro modo torcional. A variável monitorada é o desvio de velocidade do rotor do gerador ($\Delta\omega_{GEN}$). O sistema é instável e oscilações crescentes no tempo são observadas. O resultado obtido com o programa de transitórios eletromagnéticos PSCAD/EMTDC é mostrado na mesma figura. A vista aproximada da Fig. 7 (de 0 a 2 segundos) mostra que os gráficos são visualmente coincidentes, comprovando a precisão do modelo linear.

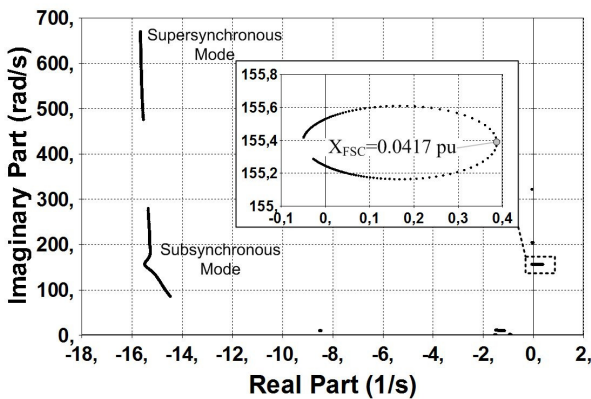


Fig. 5. Diagrama do lugar das raízes de X_{FSC}

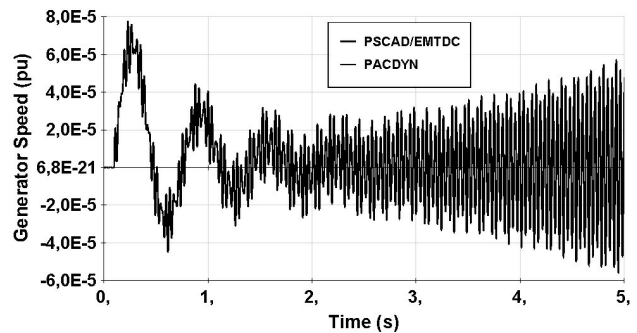


Fig. 6. Resultado no domínio do tempo para o nível de compensação de 52.1% (FSC=100%)

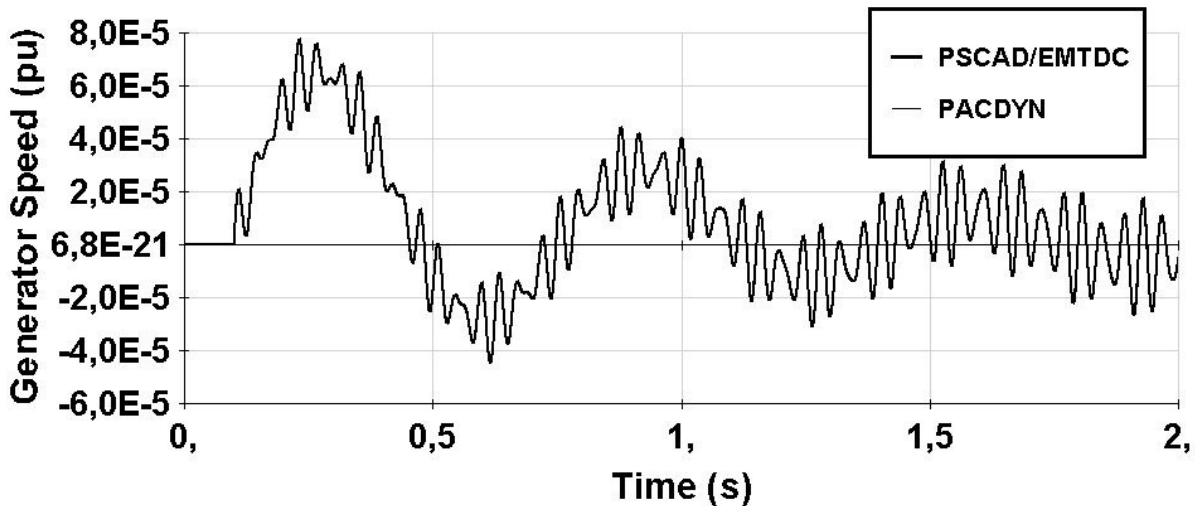


Fig. 7. Vista aproximada da simulação no domínio do tempo para o nível de compensação de 52.1% (FSC=100%) – 0 a 2 segundos

5.2 Influência da Proporção entre FSC e TCSC (K_{TCSC})

Em aplicações práticas utilizando o TCSC, o nível de compensação série total (X_{CT}) é normalmente obtido através de uma combinação apropriada entre compensação série fixa e controlável, atendendo requisitos econômicos e de confiabilidade. Neste artigo a proporção entre a compensação usando TCSC em relação à compensação total é denotada por $K_{TCSC}=X_{TCSC}/X_{CT}$. A proporção entre a compensação fixa em relação à total

é obviamente dada por $K_{FSC}=1 - K_{TCSC}$. Estas proporções em conjunto com as características básicas estruturais e de operação do TCSC são os principais fatores que influenciam o comportamento subsíncrono da compensação série total.

A escolha dos parâmetros do circuito principal do TCSC é baseada no seguinte procedimento:

- Selecione o nível de compensação série total (X_{CT});
- Escolha os percentuais de compensação série fixa e controlável, obtendo as reatâncias capacitivas efetivas de FSC (XFSC) e TCSC (XTCSC);
- Escolha o valor de K_B . Usando a equação (2), determine o capacitor do TCSC (X_C);
- Escolha o valor de λ . Usando a equação (3), calcule o reator do TCSC (X_L).

Para o cálculo dos pólos do sistema e seus respectivos amortecimentos modais usando o modelo do TCSC descrito no item 3, é necessária a determinação do modelo de ordem reduzida do sistema. A função de transferência entre a velocidade do rotor e a potência mecânica do gerador, i.e. $H(s)=\omega(s)/P_{mec}(s)$, foi utilizada como base para a determinação do modelo reduzido. Os pólos dominantes são calculados usando um algoritmo específico para $Y(s)$ [24].

A Fig. 8 mostra o efeito de K_{TCSC} no amortecimento do modo torcional 1 (24.65 Hz) para o sistema benchmark. Em todos os casos, o grau de compensação série total é 52.1%, com o TCSC projetado considerando $K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$. A Fig. 9 mostra a frequência do modo subsíncrono da rede elétrica para cada caso. Verifica-se que o TCSC dessintoniza a frequência do modo subsíncrono em relação à frequência do primeiro modo torcional do eixo, minimizando os efeitos da ressonância subsíncrona.

Os resultados no domínio do tempo para uma perturbação em degrau na potência mecânica do gerador são mostrados na Fig. 10 ($K_{TCSC}=10\%$) e na Fig. 11 ($K_{TCSC}=50\%$). Conforme previsto pela análise dos autovalores, o sistema é instável para $K_{TCSC}=10\%$ e estável para $K_{TCSC}=50\%$. Para ambas as situações, o modelo linear no domínio- s apresentou resultados coincidentes quando comparado com as simulações em PSCAD/EMTDC. Vistas aproximadas da Fig. 10 são apresentadas na Fig. 12 (de 0 a 2 segundos) e na Fig. 13 (de 4 a 6 segundos) para demonstrar a precisão do modelo. Abscissas

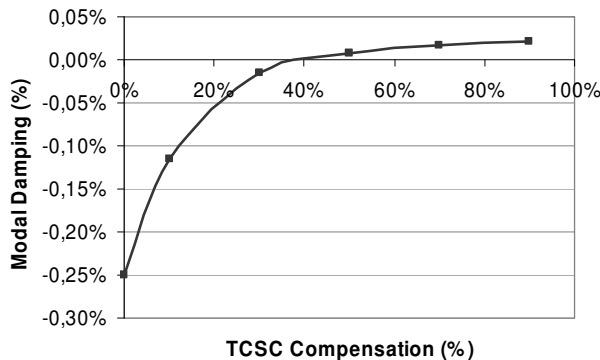


Fig. 8. Efeito da proporção entre TCSC e FSC no amortecimento do primeiro modo torcional ($K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$)

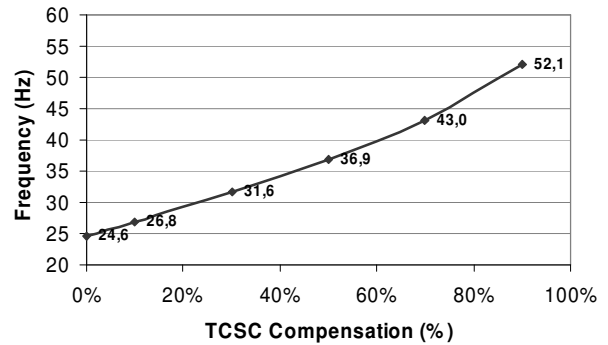


Fig. 9. Efeito da proporção entre TCSC e FSC na frequência do modo subsíncrono da rede elétrica ($K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$)

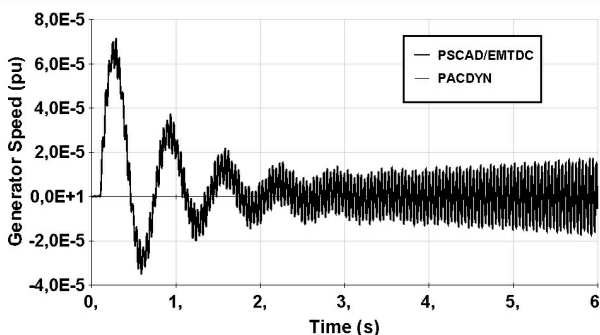


Fig. 10. Resultado no domínio do tempo para nível de compensação série de 52.1% (FSC=90%, TCSC=10%, $K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$) - Instável

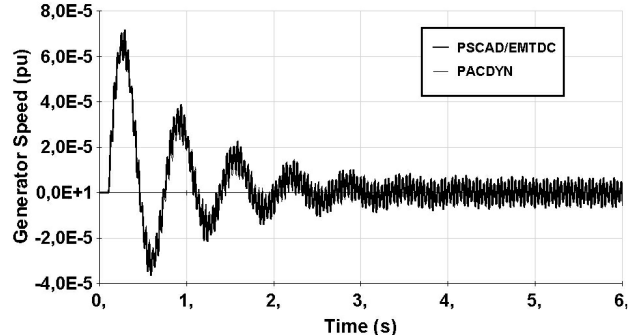


Fig. 11. Resultado no domínio do tempo para nível de compensação série de 52.1% (FSC=50%, TCSC=50%, $K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$) - Estável

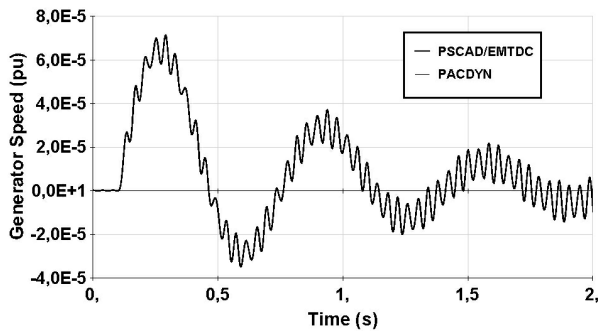


Fig. 12. Vista aproximada da simulação no tempo para nível de compensação de 52.1% (FSC=90%, TCSC=10%, $K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$) – 0 a 2 segundos

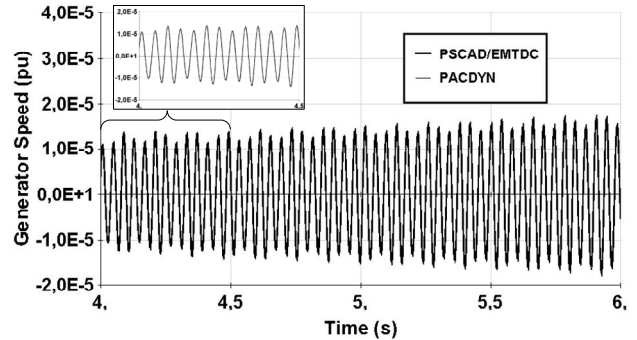


Fig. 13. Vista aproximada da simulação no tempo para nível de compensação de 52.1% (FSC=90%, TCSC=10%, $K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$) – 4 a 6 segundos

5.3 Influência do Boost Factor (K_B)

Diferentes valores de K_B podem ser implementados pela seleção adequada do ângulo de disparo do TCR. Um “Boost Factor” igual a 1.0 corresponde a um TCR operando com $\alpha=180^\circ$ e, portanto, é equivalente a um FSC de mesma capacidade. A Fig. 14 mostra o efeito de K_B no amortecimento do primeiro modo torcional para três diferentes tamanhos de reator ($\lambda=1.5$, $\lambda=2.5$ e $\lambda=4.0$). O capacitor e o reator do TCSC foram escolhidos de forma que X_{CT} seja igual a 52.1% em todos os casos.

Observa-se que mesmo um pequeno valor de K_B melhora significativamente o amortecimento elétrico na frequência do modo torcional. Para valores mais elevados de K_B (acima de 2.0), o efeito do aumento de K_B sobre o amortecimento da RSS não é tão significativo. Além disso, K_B deve ser limitado para evitar que o TCSC opere próximo a sua região de ressonância.

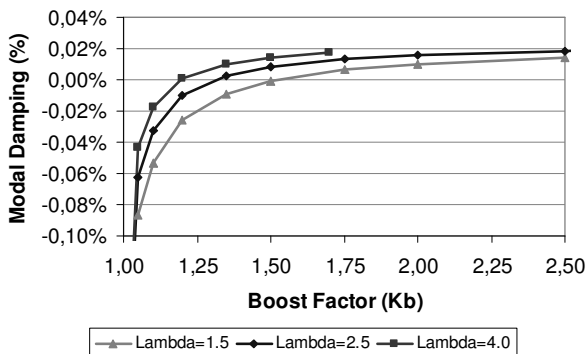


Fig. 14. Efeito do parâmetro K_B no amortecimento do primeiro modo torcional (FSC=50% e TCSC=50%)

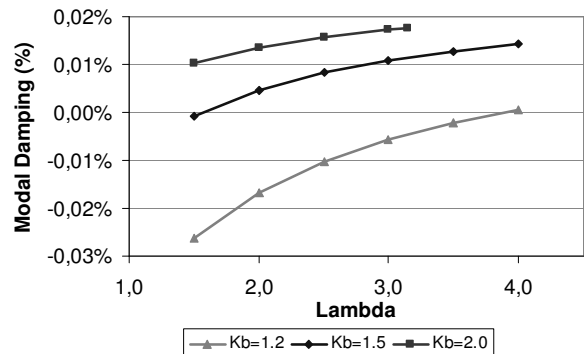


Fig. 15. Efeito do parâmetro λ no amortecimento do primeiro modo torcional (FSC=50% e TCSC=50%)

5.4 Influência do Parâmetro λ

O nível desejado de compensação com TCSC pode ser realizado com diferentes tamanhos de reator para o mesmo capacitor. A escolha apropriada é baseada em avaliações econômicas para cada caso. O tamanho do reator também é escolhido de forma que a região de ressonância do TCSC fique abaixo do 3º harmônico [11]. A Fig. 15 mostra o efeito do parâmetro λ no amortecimento do primeiro modo torcional. Em todos os casos, o tamanho do reator e o ângulo de disparo foram ajustados baseados no parâmetro λ estudado e para obter o K_B desejado. É possível concluir que o parâmetro λ tem algum efeito sobre o amortecimento da RSS, apesar de poder ser considerado relativamente pequeno.

5.5 Influência dos Parâmetros do PLL

O método de geração dos pulsos de disparo do TCR tem forte influência no comportamento subsíncrono do TCSC [2]. Neste artigo, um modelo muito simples de PLL foi utilizado. Apesar de existirem métodos mais sofisticados de geração dos pulsos de disparo em aplicações práticas, este exercício é realizado para ilustrar que o circuito de sincronismo pode causar instabilidade mesmo na ausência de malhas de controle em malha fechada. A função de transferência do PLL é definida pelas equações (14) e (15).

A Fig. 16 mostra o efeito dos parâmetros do PLL no amortecimento do primeiro modo torcional. Em todos os casos, $K_{TCSC}=50\%$, $K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$. Nas seções anteriores, o PLL utilizava um controlador PI com $K_{P_PLL}=50$ e $K_{I_PLL}=500$. É mostrado que a resposta do sistema de sincronização afeta o comportamento subsíncrono do TCSC, podendo interagir adversamente com o modo torcional.

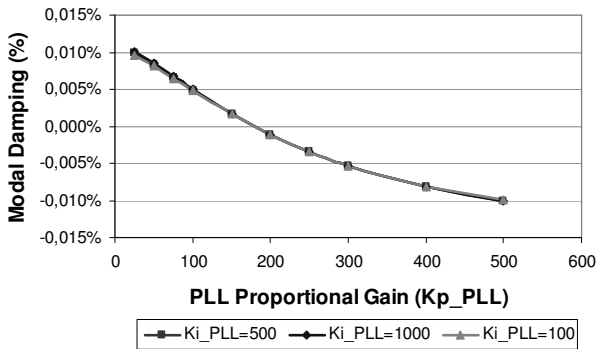


Fig. 16. Efeito dos parâmetros do PLL no amortecimento do primeiro modo torcional (FSC=50% e TCSC=50%, $K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$)

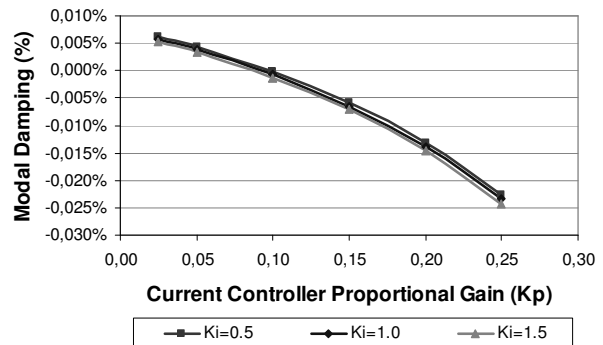


Fig. 17. Efeito dos parâmetros do controle de corrente no amortecimento do primeiro modo torcional (FSC=50% e TCSC=50%, $K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$)

5.6 Influência dos Parâmetros do Controle de Corrente Constante do TCSC

Uma análise paramétrica foi realizada para determinar a influência dos parâmetros do controle de corrente constante sobre o amortecimento das oscilações subsíncronas. Um modelo semelhante ao da Fig. 3 foi utilizado. A Fig. 17 mostra o efeito do ganho proporcional (K_p) no amortecimento do primeiro modo torcional para três diferentes ganhos integrais (K_i). Para todos os casos, $K_{TCSC}=50\%$, $K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$. Conforme mostrado na Fig. 8, esta representa uma condição estável com o TCSC operando em controle de reatância em malha aberta. Verifica-se que o controle de corrente pode interagir adversamente com o modo torcional, uma vez que o seu amortecimento é reduzido com o aumento de K_p . Uma forma de minimizar esta interação consiste em limitar a banda do controlador usando um filtro torcional na malha principal do controlador. A influência do ganho integral não se mostrou significativa.

5.7 SSDC (“Subsynchronous Damping Controller”)

Nas seções anteriores foi mostrado que o TCSC pode mitigar a RSS sem nenhum controlador específico, dependendo do projeto do circuito principal e dos ajustes dos controladores básicos. No entanto, seria melhor se um TCSC com capacidade menor pudesse estabilizar o sistema, resultando em uma solução de menor custo. Portanto, um simples controle suplementar (SSDC – “Subsynchronous Damping Controller”) foi adicionado ao sinal de ordem de reatância para estabilizar o primeiro modo torcional em níveis menores de compensação série controlável, com o TCSC em controle de reatância em malha aberta.

A Fig. 18 mostra o diagrama de blocos do SSDC proposto neste trabalho. O controlador utiliza a velocidade do gerador como sinal de entrada (V_{in}). O sinal de entrada é filtrado e subtraído do sinal não-filtrado para evitar interações adversas não desejáveis com outros modos. O filtro é sintonizado na frequência do primeiro modo torcional. A Fig. 19 mostra o efeito do ganho do SSDC no amortecimento do primeiro modo torcional para três valores diferentes de ζ_n (mantendo $\zeta_d=1.0$). Para todos os casos, $K_{TCSC}=10\%$, $K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$. Verifica-se que através da escolha apropriada dos parâmetros do controlador é possível estabilizar o sistema nesta condição. Os outros modos torcionais praticamente não são sensibilizados com o aumento do ganho do SSDC.

6 CONCLUSÕES

Este artigo apresentou um estudo detalhado de RSS para determinar o efeito da estrutura do circuito principal e do controle do TCSC no amortecimento de oscilações subsíncronas. O estudo foi conduzido em um sistema benchmark usando um modelo complexo no domínio- s baseado em fasores dinâmicos. Os resultados obtidos com o modelo linear analítico foram praticamente coincidentes com os resultados obtidos a partir de simulações não-lineares com o PSCAD/EMTDC. A influência da proporção entre compensação série fixa e controlável, do “Boost Factor” e do tamanho relativo do reator do TCSC no amortecimento das oscilações subsíncronas foi avaliado, bem como o efeito dos parâmetros do controle de corrente constante e do PLL. Foi

mostrado que o TCSC apresenta uma capacidade inerente de mitigação da RSS quando parâmetros de projeto apropriados são selecionados. O artigo mostrou ainda que esta capacidade pode ser aprimorada usando um simples controle suplementar (SSDC).

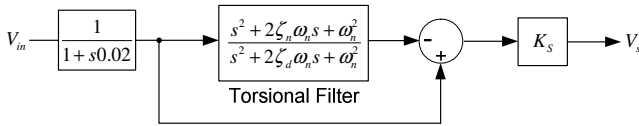


Fig. 18. Diagrama de blocos do SSDC

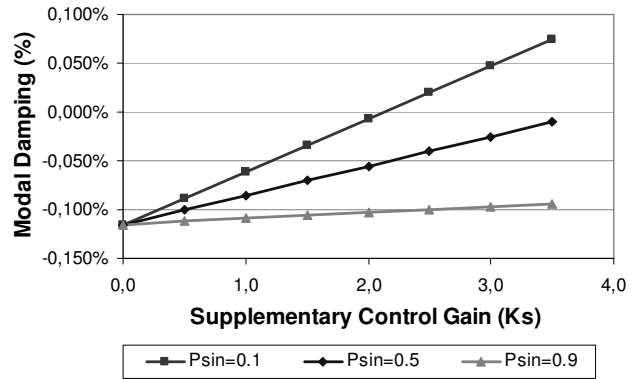


Fig. 19. Efeito dos parâmetros do SSDC no amortecimento do primeiro modo torsional (FSC=90% e TCSC=10%, $K_B=1.5$ e $\lambda=2.5$)

7 CONCLUSÕES

Este artigo apresentou um estudo detalhado de RSS para determinar o efeito da estrutura do circuito principal e do controle do TCSC no amortecimento de oscilações subsíncronas. O estudo foi conduzido em um sistema benchmark usando um modelo complexo no domínio- s baseado em fasores dinâmicos. Os resultados obtidos com o modelo linear analítico foram praticamente coincidentes com os resultados obtidos a partir de simulações não-lineares com o PSCAD/EMTDC. A influência da proporção entre compensação série fixa e controlável, do “Boost Factor” e do tamanho relativo do reator do TCSC no amortecimento das oscilações subsíncronas foi avaliado, bem como o efeito dos parâmetros do controle de corrente constante e do PLL. Foi mostrado que o TCSC apresenta uma capacidade inerente de mitigação da RSS quando parâmetros de projeto apropriados são selecionados. O artigo mostrou ainda que esta capacidade pode ser aprimorada usando um simples controle suplementar (SSDC).

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] P.M. Anderson, B.L. Agrawal, J.E. Van Ness, Subsynchronous Resonance in Power Systems, New York: IEEE Press, 1988.
- [2] N. G. Hingorani, L. Gyugyi, Understanding FACTS – Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems, New York: IEEE Press, 2000.
- [3] E. V. Larsen, C. E. J. Bowler, B. L. Damsky, S. L. Nilsson, "Benefits of Thyristor Controlled Series Compensation", in Proc. CIGRÉ Session, 14/37/38-04, Paris, 1992.
- [4] S. Nyati, C. A. Wegner, R. W. Delmerico, R. J. Piwko, D. H. Baker, A. Edris, "Effectiveness of Thyristor Controlled Series Capacitor in Enhancing Power System Dynamics: An analog Simulator Study", IEEE Trans. Power Delivery, vol. 9, pp. 1018-1027, Apr. 1994.
- [5] N. Kakimoto and A. Phongphanphane, "Subsynchronous Resonance Damping Control of Thyristor-Controlled Series Capacitor", IEEE Trans. Power Del., vol. 18, no. 3, pp. 1051-1059, Jul. 2003.
- [6] C. Gama, L. Ängquist, G. Ingeström, and M. Noroozian, "Commissioning and Operative Experience of TCSC for Damping Power Oscillation in the Brazilian North-South Interconnection", in Proc. CIGRÉ Session, No. 38, Paper 14-104, Paris, 2000.
- [7] G. S. Luz, N. J. P. de Macedo, V. R. de Oliveira, "FURNAS TCSC – An Example of Using Different Simulation Tools for Performance Analysis", in Proc. International Conference on Power System Transients, Rio de Janeiro, RJ, 2001.
- [8] R. J. Piwko, C. A. Wegner, S. J. Kinney, J. D. Eden, "Subsynchronous Resonance Performance Tests of the Slatt Thyristor-Controlled series Capacitor", IEEE Trans. Power Del., vol. 11, no. 2, pp. 1112-1119, April 1996.
- [9] D. Holmberg, M. Danielsson, P. Halvarsson, L. Ängquist, "The Stöde Thyristor-Controlled Series Capacitor", in CIGRÉ Session, Paper14-105, Paris, 1998.
- [10] J. J. Paserba, N. W. Miller, E. V. Larsen, R. J. Piwko, "A Thyristor-Controlled Series Compensation Model for Power System Stability Analysis", IEEE Trans. on Power Del., vol. 10, no. 3, pp. 1471 - 1478, July 1995.
- [11] R.M. Mathur, R.K. Varma, Thyristor-Based FACTS Controllers for Electrical Transmission Systems, IEEE Press, 2002.

- [12] P. Vuorenpää, T. Rauhala, P. Järventausta, T. Käsälä, "On Effect of TCSC Structure and Synchronization Response on Subsynchronous Damping", in Proc. International Conference on Power system Transients, Lyon, France, June, 2007.
- [13] H.A. Othman, L. Angquist, "Analytical Modeling of Thyristor-Controlled Series Capacitors for SSR Studies", IEEE Trans. on Power Systems, vol. 11, no. 1, pp. 119-127, Feb. 1996.
- [14] P. Mattavelli, A. M. Stankovic, G. C. Verghese, "SSR Analysis with Dynamic Phasor Model of Thyristor-Controlled Series Capacitor", IEEE Trans. on Power Systems, vol. 14, no. 1, pp. 200-208, Feb. 1999.
- [15] S. Gomes Jr., A. Stankovic, "Modeling of SVC and TCSC Using Dynamic Phasors", DSE-CEPEL, Rio de Janeiro, RJ, Tech. Rep. DP/DSE-32962/04, 2004.
- [16] A. M. Stankovic, P. Mattavelli, V. Caliskan, G. C. Verghese, "Modeling and Analysis of FACTS Devices with Dynamic Phasors", in Proc. IEEE PES Winter Meeting, Jan. 2000.
- [17] PSCAD/EMTDC User's Manual, Manitoba HVDC Research Center, Canada, 1994.
- [18] W. Zhu et al, "An EMTP Study of SSR Mitigation Using the Thyristor-Controlled Series Capacitor", IEEE Trans. on Power Del., vol. 10, no. 3, pp. 1479-1485, July 1995.
- [19] L. A. S. Pilotto, A. Bianco, F. W. Long, and A. A. Edris, "Impact of TCSC control methodologies on subsynchronous oscillations", IEEE Trans. Power Del., vol. 18, no. 1, pp. 243-252, Jan. 2003.
- [20] L. A. S. Pilotto, J. E. R. Alves, E. H. Watanabe, "High Frequency Eigenanalysis of HVDC and FACTS Assisted Power Systems", in Proc. IEEE PES Summer Meeting, vol. 2, pp. 823-829, 16-20 July 2000.
- [21] S. Gomes Jr., N. Martins, A. Stankovic, "Improved Controller Design Using New Dynamic Phasor Models of SVC's Suitable For High Frequency Analysis", in Proc. Transmission and Distribution Conference and Exposition, Dallas, 21-24 May 2006.
- [22] F. C. Jusan, S. Gomes Jr., G. N. Taranto, "SSR Results Obtained with a Dynamic Phasor Model of SVC Using Modal Analysis", International Journal of Electrical Power and Energy Systems, vol. 32, Issue 6, pp. 571-582, July 2010.
- [23] F. L. Lirio, S. Gomes Jr., E. H. Watanabe, "Coordinated Controller Design of Multiples SVCs Using Detailed s-Domain Modeling", in Proc. IEEE PES General Meeting, Tampa, FL, 24-28 June 2007.
- [24] S. Gomes Jr., N. Martins, C. Portela, "Modal Analysis Applied to s-Domain Models of ac Networks", in Proc. IEEE PES Winter Meeting, Columbus, Ohio, Jan. 2000.
- [25] IEEE SSR Working Group, "Second Benchmark Model for Computer Simulation of Subsynchronous Resonance", IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, vol. 104, pp. 1057-1066, May 1985.
- [26] PacDyn User's Manual, CEPEL, Brazil, 2010.
- [27] L. Angquist, "Synchronous Voltage Reversal Control of Thyristor Controlled Series Capacitor", Doctoral Dissertation, Dept. Elect. Eng., Royal Institute of Technology, Stockholm, 2002.