

UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
ELÉTRICA

RONEI ERLACHER

***COMPARAÇÃO ENTRE DUAS ESTRATÉGIAS DE CONTROLE DO
TCSC PARA MITIGAÇÃO DE RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA***

VITÓRIA
2016

RONEI ERLACHER

***COMPARAÇÃO ENTRE DUAS ESTRATÉGIAS DE CONTROLE DO
TCSC PARA MITIGAÇÃO DE RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA***

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Elétrica.
Orientador: Prof. Dr. Lucas Frizera Encarnação.

VITÓRIA
2016

Dados Internacionais de Catalogação-na-publicação (CIP)
(Biblioteca Setorial Tecnológica,
Universidade Federal do Espírito Santo, ES, Brasil)

E69c Erlacher, Ronei, 1989-
Comparação entre duas estratégias de controle do TCSC
para mitigação de ressonância subsíncrona / Ronei Erlacher. –
2016.
118 f. : il.

Orientador: Lucas Frizera Encarnação.
Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) –
Universidade Federal do Espírito Santo, Centro Tecnológico.

1. Eletrônica de potência. 2. Oscilações. 3. Sistemas de
energia elétrica. 4. Tiristores. 5. Capacitadores. I. Encarnação,
Lucas Frizera. II. Universidade Federal do Espírito Santo. Centro
Tecnológico. III. Título.

CDU: 621.3

RONEI ERLACHER

COMPARAÇÃO ENTRE DUAS ESTRATÉGIAS DE CONTROLE DO
TCSC PARA MITIGAÇÃO DE RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA

Dissertação submetida ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para a obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

Aprovada em 13 de Outubro de 2016.

COMISSÃO EXAMINADORA



Prof. Dr. Lucas Frizer a Encarnação - Orientador
Universidade Federal do Espírito Santo - UFES



Prof. Dr. Domingos Sávio Lyrio Simonetti
Universidade Federal do Espírito Santo - UFES



Prof. Dr. Clainer Bravin Donadei
Instituto Federal do Espírito Santo - IFES

À minha mãe Maria Lúcia, que eu amo tanto e sempre me deu força.

Agradecimentos

Agradeço a Deus por ter me dado forças e o proporcionado todos os meios para a realização desse trabalho.

Aos meus pais, Maria Lúcia e Reinaldo, por todos os ensinamentos a mim passados para concluir mais uma etapa de minha vida e que sempre estiveram ao meu lado me apoiando, incentivando e contribuindo para a tomada das minhas decisões.

Ao meu orientador, o professor Dr. Lucas Frizera Encarnação pela ajuda na elaboração desse projeto bem como para minha formação no decorrer do curso de pós-graduação.

Aos meus professores do curso de Mestrado pelos conhecimentos transmitidos.

Aos meus colegas, que se disponibilizaram a discutir sobre o projeto, contribuindo para melhoria do mesmo.

À FAPES pelo auxílio financeiro proporcionado à realização desta pesquisa.

Agradeço a todos que contribuíram de alguma forma para a chegada desse momento. Expresso aqui toda a minha gratidão.

Resumo

A compensação série capacitiva é uma alternativa economicamente viável utilizada em linhas de transmissão para o aumento do fluxo de potência, isto é, aumento da capacidade da linha, além de aumentar os limites de estabilidade do sistema elétrico. Entretanto, a inserção de capacitores série em linhas de transmissão pode trazer problemas sérios ao sistema, como o caso do fenômeno da *Ressonância Subsíncrona – RSS*, onde, no sistema de potência, o subsistema mecânico interage com o subsistema elétrico, abaixo da frequência síncrona da rede, provocando oscilações de torques nos turbogeradores, que podem ser amplificadas, acarretando danos nos eixos destas máquinas.

Existem várias alternativas para a redução das oscilações subsíncronas provocadas por compensação série capacitiva. Dentre estas, pode-se citar a aplicação de dispositivos *FACTS (Flexible Alternate Transmission System)*, destacando-se o *TCSC (Thyristor Controlled Series Capacitor)*, que basicamente funciona como uma reatância variável controlada, permitindo a flexibilização do sistema de potência através de uma compensação série com variação contínua, além de sua aplicação como mitigador dos efeitos da *RSS*.

O *TCSC* é objeto de estudo neste trabalho onde é aplicado no amortecimento de oscilações subsíncronas em um sistema básico, proposto pelo *IEEE*. Tal estudo é realizado fazendo uma abordagem físico-matemática do problema da *RSS*, bem como da teoria e aplicação do *TCSC* através de duas metodologias de controle: a estratégia *NGH – SSR* e a estratégia de controle de potência constante.

Através de softwares de simulação é possível observar os impactos da *RSS* no sistema de potência. No caso deste trabalho, é utilizado o *PacDyn*, desenvolvido pelo *CEPEL* para estudos de *RSS*, e o *PSCAD/EMTDC*, para a simulação de transitórios eletromagnéticos. Ainda, através do software *PSCAD/EMTDC*, é implementado o controle do *TCSC* adotando as metodologias citadas, comparando-as entre si e verificando a efetividade de tais estratégias.

Abstract

The capacitive series compensation is an economically viable alternative used in transmission lines to increase the power flow, that is, increase line capacity, in addition to increasing the stability limits of the electrical system. However, the inclusion of series capacitors in power lines can cause serious problems to the system, such as the *Subsynchronous Resonance - SSR* phenomenon, where, in the power system, the mechanical subsystem interacts with the electrical subsystem, below the synchronous frequency of the network, causing torques oscillations in the turbogenerators, which can be amplified, causing damage in the shafts of these machines.

There are several alternatives for reducing the subsynchronous oscillations caused by the capacitive series compensation. Among these, we can mention the application of *FACTS (Flexible Alternate Transmission System)* devices, highlighting the *TCSC (Thyristor Controlled Series Capacitor)*, which basically works as a controlled variable reactance, allowing the flexibility of the power system through a series compensation with continuous variation, in addition to its application as mitigating the effects of the *SSR*.

The *TCSC* is the object of study in this work which is applied to the damping of subsynchronous oscillations in a basic system, proposed by the *IEEE*. This study is carried out by a physical-mathematical approach to *SSR* problem, as well as the theory and application of *TCSC* through two methods of control: *NGH - SSR* strategy and the constant power control strategy.

Through simulation software you can see the *SSR* impacts on the power system. In the case of this work, it is used *PacDyn*, developed by the *CEPEL* for *SSR* studies, and *PSCAD/EMTDC*, for the simulation of electromagnetic transients. In addition, through the *PSCAD/EMTDC* software the control of *TCSC* is implemented adopting the methodologies cited, comparing them with each other and checking the affectivity of such strategies.

Lista de Figuras

Figura 2.1: Sistema de potência.....	25
Figura 2.2: Sistema massa-mola.....	27
Figura 2.3: Sistema de potência completo.....	30
Figura 2.4: Diagrama de blocos para análise do lugar das raízes.....	42
Figura 2.5: Diagrama do lugar das raízes para a função de malha aberta $G(s)$	43
Figura 2.6: Gráfico de varredura em frequência.....	44
Figura 3.1: Esquema básico do <i>TCSC</i>	46
Figura 3.2: Reator Controlado à Tiristor (TCR).....	47
Figura 3.3: Ângulo de disparo e de condução do tiristor.....	48
Figura 3.4: Gráfico da susceptância do TCR (em pu) em função do ângulo de disparo (α)... 50	
Figura 3.5: Comparação entre o TCR e um indutor com susceptância variável.	51
Figura 3.6: Forma de onda da corrente no TCR, tensão dos tiristores e tensão no indutor para: $\alpha = 15^\circ$ e $\alpha = 60^\circ$	51
Figura 3.7: Região de operação do <i>TCSC</i>	52
Figura 3.8: Formas de onda da corrente de linha e tensão do capacitor antes do disparo.....	54
Figura 3.9: Circuito equivalente do <i>TCSC</i> no instante do disparo do tiristor	55
Figura 3.10: Formas de onda da corrente de linha e tensão do capacitor após o disparo do tiristor	55
Figura 3.11: Formas de onda de corrente e tensão para a região capacitiva	56
Figura 3.12: Composição da forma de onda do <i>TCSC</i>	57
Figura 3.13: Aumento da tensão do capacitor pelo avanço da inversão de tensão.....	58
Figura 3.14: Redução da tensão do capacitor pelo atraso da inversão de tensão	59
Figura 3.15: Tensão no capacitor do <i>TCSC</i> para corrente subsíncrona de 24 Hz	60
Figura 3.16: Esquema do <i>PLL</i>	61
Figura 3.17: Diagrama de blocos do <i>PLL</i>	62
Figura 3.18: Sinais de entrada e saída do <i>PLL</i>	63
Figura 3.19: Lógica de disparo dos tiristores	64
Figura 3.20: Controle de reatância em malha aberta.....	65
Figura 3.21: Controle por corrente constante	66
Figura 3.22: Controle por corrente constante para mitigação de <i>RSS</i>	67
Figura 3.23: Controle por potência constante.....	68

Figura 3.24: Controle por potência constante para mitigação de <i>RSS</i>	69
Figura 3.25: Tensão senoidal de 60Hz combinada com uma tensão contínua.....	71
Figura 3.26: Tensão senoidal de 60 Hz combinada com uma tensão subsíncrona.....	72
Figura 4.1: Sistema IEEE First Benchmark para análise de <i>RSS</i>	73
Figura 4.2: Representação a parâmetros concentrados do eixo do turbogerador	75
Figura 4.3: Resposta em frequência do torque no eixo do turbogerador.....	77
Figura 4.4: <i>Mode-shapes</i> de velocidade do sistema <i>IEEE First Benchmark Mode</i>	78
Figura 4.5: Lugar das raízes para variação da reatância do capacitor série X_{CS}	79
Figura 4.6: Fator de amplificação para o <i>IEEE First Benchmark</i> em função da compensação da linha	80
Figura 4.7: Sistema implementado no <i>PSCAD</i>	81
Figura 4.8: Torques elétrico e mecânicos para o Modo Torcional 1	83
Figura 4.9: Torques entre as massas <i>GEN</i> e <i>EXC</i> para o Modo Torcional 1.....	83
Figura 4.10: Variação de velocidade no eixo do turbogerador para o Modo Torcional 1.....	84
Figura 4.11: Velocidade do rotor e tensão de saída do gerador para o Modo Torcional 1.	85
Figura 4.12: Corrente eficaz na linha e fluxo de potência ativa da linha de transmissão.....	86
Figura 4.13: Torques elétrico e mecânicos para o Modo Torcional 4.....	87
Figura 4.14: Variação de velocidade no eixo do turbogerador para o Modo Torcional 4.....	87
Figura 5.1: Diagrama do <i>TCSC</i> implementado no <i>PSCAD</i>	90
Figura 5.2: Diagrama de acionamento do <i>TCSC</i>	91
Figura 5.3: Torques elétrico e mecânicos com o <i>TCSC (NGH – SSR)</i>	92
Figura 5.4: Variação de velocidade no eixo do turbogerador com o <i>TCSC (NGH – SSR)</i>	93
Figura 5.5: Velocidade do rotor e tensão de saída do gerador com o <i>TCSC (NGH – SSR)</i>	94
Figura 5.6: Corrente eficaz na linha e fluxo de potência ativa do <i>TCSC (NGH – SSR)</i>	95
Figura 5.7: Tensões no capacitor fixo e no capacitor do <i>TCSC</i>	95
Figura 5.8: Análise da FFT da tensão no capacitor fixo.....	96
Figura 5.9: Análise da FFT da tensão no capacitor do <i>TCSC</i>	96
Figura 5.10: Corrente através do tiristor do <i>TCR</i>	97
Figura 5.11: Ponto de operação do <i>TCSC</i>	98
Figura 5.12: Diagrama de blocos de controle do <i>TCSC</i>	99
Figura 5.13: Diagrama de blocos da função que relaciona reatância e ângulo de disparo	100
Figura 5.14 : Torques elétrico e mecânicos com o <i>TCSC – Potência constante</i>	101
Figura 5.15: Variação de velocidade no eixo do turbogerador com o <i>TCSC – Potência constante</i>	101

Figura 5.16: Velocidade do rotor e tensão de saída do gerador com <i>TCSC</i> –Potência constante	103
Figura 5.17: Corrente eficaz na linha e fluxo de potência ativa do <i>TCSC</i> – Potência constante	104
Figura 5.18: Ângulo de disparo do <i>TCSC</i>	105
Figura 5.19: Comparação dos torques entre a estratégia <i>NGH - SSR</i> e a estratégia com potência constante.....	106
Figura 5.20: Comparação da variação de velocidades entre a estratégia <i>NGH - SSR</i> e a estratégia de Potência constante	107
Figura 5.21: Comparação dos torques elétricos entra a estratégia <i>NGH - SSR</i> e a estratégia de potência constante.....	109
Figura 5.22: Comparação da corrente eficaz na linha e do fluxo de potência ativa entre a estratégia <i>NGH - SSR</i> e a estratégia de potência constante	109

Lista de Tabelas

Tabela 4.1: Parâmetros do gerador do <i>IEEE First Benchmark Model</i>	74
Tabela 4.2: Constantes de inércia das massas do turbogerador.....	75
Tabela 4.3: Constantes de elasticidade das massas do turbogerador.....	75
Tabela 4.4: Frequência de oscilação e compensação da linha para a máxima interação torcional.....	80
Tabela 5.1: Valores eficazes das oscilações de torque no eixo do turbogerador (<i>NGH – SSR</i>)	92
Tabela 5.2: Valores eficazes das oscilações de velocidade no eixo do turbogerador (<i>NGH – SSR</i>)	93
Tabela 5.3: Parâmetros do <i>TCSC</i>	98
Tabela 5.4: Valores eficazes das oscilações de torque no eixo do turbogerador - Potência constante	102
Tabela 5.5: Variação de velocidade no eixo do turbogerador com o <i>TCSC</i> - Potência constante	102
Tabela 5.6: Comparação entre valores eficazes das oscilações de torque entre as estratégias <i>NGH - SSR</i> e Potência constante	108
Tabela 5.7: Comparação entre valores eficazes das oscilações de velocidade entre as estratégias <i>NGH - SSR</i> e Potência constante	108

Lista de Abreviações ou Siglas

A	Ampere
AVR	Automatic Voltage Regulator
CEPEL	Centro de Pesquisas de Energia Elétrica
dB	Decibéis
DFIG	Double Fed Induction Generator
EUA	Estados Unidos
EXC	Excitatriz
FACTS	Flexible Alternate Transmission System
FFT	Fast Fourier Transform
GEN	Generator
H	Henry
HP	High Pressure
HVDC	High Voltage Direct Current
Hz	Hertz
IEEE	Instituto de Engenheiros Eletricistas e Eletrônicos
IP	Intermediate Pressure
kV	quilovolt
LPA	Low Pressure A
LPB	Low Pressure B
ms	milissegundos
MW	Megawatt
NGH-SSR	Narain G. Hingorani Subsynchronous Resonance
PLL	Phase Locked Loop
PSS	Power System Stabilizer
RSS	Ressonância Subsíncrona
SIN	Sistema Interligado Internacional
STATCOM	Static Synchronous Compensator
SVC	Static VAR Compensator
TC	Transformador de Corrente
TCR	Thyristor Controlled Reactor
TCSC	Thyristor Controlled Series Capacitor

UPFC

Unified Power Flow Controller

Lista de Símbolos

\circ	Grau
A	Matriz de estado
B	Matriz de entrada
B_{TCR}	Susceptância do TCR
C	Capacitor
C	Matriz de saída
CC	Corrente contínua
D	Matriz de transmissão
D_{12}	Constante de amortecimento
f	Frequência
i	Corrente
I_1	Corrente fundamental
I_a	Corrente de linha
I_{f0}	Corrente de excitação
I_L	Corrente no indutor
I_{ref}	Corrente de referência
i_s	Corrente subsíncrona na linha
I_{TCR}	Tensão no TCR
J_1	Momento de inércia da massa 1
J_2	Momento de inércia da massa 2
J_{eq}	Momento de inércia equivalente
k_{12}	Constante elástica
L	Indutor
n	Número de equações
N	Número de massas rotativas
P_n	Potência nominal
pu	Por unidade
R	Resistência de armadura
s	Escorregamento
t	Tempo
T_{d0}^2	Constante de tempo transitória de eixo direto

T'_{q0}	Constante de tempo transitória de eixo em quadratura
T''_{d0}	Constante de tempo subtransitória de eixo direto
T''_{q0}	Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura
T1	Tiristor 1
T_1	Torque aplicado a massa 1
T2	Tiristor 2
T_2	Torque aplicado a massa 2
Ta1	Tempo de disparo do tiristor 1
Ta2	Tempo de disparo do tiristor 2
T_d	Tempo de contagem
u	Variável de entrada
V_C	Tensão no capacitor
v_{C0}	Tensão fundamental do capacitor
V_F	Tensão da excitatriz
V_L	Tensão no indutor
V_n	Tensão nominal
V_S	Tensão de entrada
v_{SC0}	Tensão sobre o capacitor sem o TCR
v_{SCTCSC}	Tensão real sobre o capacitor
$v_{SCTCSC,F}$	Componente fundamental da tensão do capacitor
V_{TCR}	Tensão nos tiristores
x	Variável de estado
X'_d	Reatância transitória de eixo direto
X'_q	Reatância transitória de eixo em quadratura
X''_d	Reatância subtransitória de eixo direto
X''_q	Reatância subtransitória de eixo em quadratura
X_C	Reatância capacitiva
X_{CS}	Reatância do compensador série
X_d	Reatância síncrona de eixo direto
X_L	Reatância indutiva
X_q	Reatância síncrona de eixo em quadratura
X_{ref}	Reatância de referência
X_{TCSC}	Reatância do TCSC
y	Variável de saída

\mathbf{z}	Vetor de estado
α	Ângulo de disparo
α_r	Ângulo de ressonância
$\Delta \mathbf{u}$	Vetor de entrada
$\Delta \mathbf{x}$	Vetor de estado
$\Delta \mathbf{y}$	Vetor de saída
ε	Ângulo de avanço/atraso
θ_1	Posição angular da massa 1
θ_2	Posição angular da massa 2
Λ	Matriz diagonal de autovalores
λ	Autovalor
μF	Microfarad
ξ	Constante de amortecimento
σ	Parte real do autovalor
ϕ	Autovetor
ϕ_i	Matriz de autovetores
ψ_i	Vetor linha
Ω	Ohm
ω	Parte imaginária do autovalor
ω_1	Velocidade da massa 1
ω_2	Velocidade da massa 2
ω_n	Frequência natural
ω_{rotor}	Velocidade do rotor
ω_s	Frequência síncrona

Sumário

Capítulo 1: Introdução.....	19
1.1 Contexto histórico	19
1.2 Alternativas para mitigação de <i>RSS</i>	21
1.3 Objetivos do trabalho e organização do texto	22
Capítulo 2: O fenômeno da Ressonância Subsíncrona	24
2.1 Conceitos Básicos.....	24
2.2 Efeitos da frequência subsíncrona em sistemas eletromecânicos.....	27
2.3 Tipos de interações de <i>RSS</i>	31
2.3.1 Efeito de gerador de indução	31
2.3.2 Efeito de interação torcional.....	32
2.3.3 Efeito de amplificação de torque	32
2.4 Ferramentas para análise de <i>RSS</i>	33
2.4.1 Análise Modal de Sistemas Dinâmicos	33
2.4.1.1 Autovalores e Autovetores	35
2.4.1.2 Autovalores e Estabilidade	38
2.4.2 Resposta em Frequência	40
2.4.2.1 Diagrama de Bode	40
2.4.2.2 Diagrama de Nyquist.....	41
2.4.3 Diagrama do Lugar das Raízes.....	42
2.4.4 Varredura de frequência	43
Capítulo 3: O Conceito do <i>TCSC</i>	45
3.1 O <i>TCSC</i>	45
3.1.1 Reator Controlado por Tiristores (<i>TCR</i>).....	47
3.1.2 Equacionamento do Reator Controlado por Tiristores (<i>TCR</i>).....	48
3.1.3 Princípio de funcionamento do <i>TCSC</i>	54

3.2 Características Subsíncronas do <i>TCSC</i>	59
3.3 O Circuito de sincronismo e disparo	61
3.4 Estruturas básicas de controle do <i>TCSC</i>	64
3.5 Estratégia <i>NGH – SSR</i>	69
Capítulo 4: Estudo de caso	73
4.1 Análise do Modelo <i>IEEE First Benchmark</i>	73
4.1.1 Análise através do <i>PacDyn</i>	76
4.1.2 Análise através do <i>PSCAD</i>	81
Capítulo 5: Mitigação dos efeitos da <i>RSS</i> através do <i>TCSC</i>	89
5.1 Mitigação da <i>RSS</i> através da estratégia <i>NGH – SSR</i>	89
5.2 Mitigação da <i>RSS</i> através da estratégia de controle de potência constante	97
Capítulo 6: Conclusão	111
6.1 Trabalhos futuros.....	112
Referências Bibliográficas.....	113
Anexo A	115
Anexo B	116
B.1 Cálculo dos parâmetros do <i>TCSC</i> para a estratégia <i>NGH – SSR</i>	116
B.2 Cálculo dos parâmetros do <i>TCSC</i> para a estratégia de potência constante.....	116

Capítulo 1: Introdução

O crescente aumento da demanda por energia elétrica é um estímulo para o desenvolvimento de novos sistemas de potência, com objetivo do aumento da capacidade de geração, transmissão e distribuição de energia elétrica. A construção de linhas de transmissão não acompanha o aumento desta demanda em regiões com vasta extensão territorial e crescimento populacional, assim tal construção se torna cada vez mais complicada devido a questões econômicas e ambientais.

Neste cenário, uma alternativa adotada para aumentar a capacidade de transmissão de energia em sistemas elétricos é a compensação série por meio de capacitores. Este dispositivo mostrou-se muito eficiente para o aumento de potência transmitida em grandes distâncias e controle de tensão das subestações. Entretanto a inserção de capacitores séries em linhas de transmissão pode apresentar alguns problemas, como oscilações subsíncronas no sistema, isto é, oscilações abaixo da frequência síncrona da rede. Estas oscilações no sistema elétrico são refletidas no sistema mecânico, acarretando numa interação entre estes dois sistemas. Alguns dos principais problemas destas oscilações são danos nos eixos dos turbogeradores, como a fadiga e a quebra (GOLDBERG e SCHMUS, 1979).

1.1 Contexto histórico

O problema que envolve compensação série capacitiva não é um problema atual. Nas décadas de 1920 e 1930 já se observava fenômenos relacionados com a compensação série no sistema de potência, composto por máquinas síncronas e de indução, como: auto-excitação, que é um fenômeno de natureza puramente elétrica; oscilações eletromecânicas devido a condições anormais; e um fenômeno conhecido como ferrossonância que é causado pela alta corrente em transformadores devido a sua interação com capacitores séries (KHU, 1977).

Fenômenos envolvendo oscilações subsíncronas foram discutidos pela primeira vez em 1937. Entretanto, somente depois de mais de 30 anos foi que estes fenômenos passaram a ser vistos com um olhar mais crítico, quando em 1970 e 1971 foram registrados dois incidentes em um turbogerador na usina de Mohave, localizada no sul da Califórnia, EUA, à qual envolveu o

conjunto turbina-gerador e o sistema de transmissão série compensado. Tal incidente consistiu em um rompimento do eixo do conjunto turbina-gerador, que era composto por estágios de alta e média pressão, além do gerador principal e a excitatriz. A partir dos estudos envolvendo o incidente de Mohave, surgiu o conceito de *Ressonância Subsíncrona (RSS)* (BALANCE, 1973), que é o fenômeno caracterizado por trocas de energia entre os sistemas mecânicos e o sistema elétrico em frequências inferiores a frequência síncrona (IEEE SSR WORKING GROUP, 1981).

A partir do fato ocorrido em Mohave, os especialistas da área de geração de energia elétrica passaram a perceber a importância de se estudar mais a fundo o fenômeno da *RSS* e analisar suas consequências. Percebeu-se que era necessário testar e analisar a correlação entre o subsistema mecânico e o subsistema elétrico do sistema de potência dado o aumento considerável do uso da compensação série em linhas de transmissão.

Um pouco antes do incidente ocorrido em Mohave, foi observado o primeiro registro de instabilidade de modos torcionais por controle de excitação na usina de Lambton, Ontário, Canadá. Nesta ocasião, durante o comissionamento de um *PSS (Power System Stabilizer)*, que é um equipamento para reduzir oscilações de potência, observou-se uma excitação em um modo torcional em torno da frequência de 16 Hz. Um trabalho desenvolvido por W. Watson e M. E. Coultres sobre este ocorrido levantou todo o equacionamento do sistema mecânico, constituído por uma turbina com estágio e alta, média e baixa pressão e o gerador acoplado a rede elétrica (WATSON, 1973).

Em 1977, outro tipo de interação torcional foi observado em Square Butte, Dakota do Norte, EUA. Nesta ocasião verificou-se uma interação entre o sistema de amortecimento do retificador da linha de transmissão, à qual era em corrente contínua, e o conjunto turbina-gerador da usina de Milton Young em uma frequência em tona de 11,5 Hz (BAHRMA, 1980).

Os eventos ocorridos em Mohave, Lambton e Square Butte proporcionaram aos engenheiros um entendimento maior sobre o fenômeno de *RSS*. Os esforços voltados para os estudos sobre os impactos relacionados às oscilações subsíncronas não se deram apenas a correlação entre o sistema mecânico e a compensação série em linhas de transmissão.

No Brasil vários estudos foram realizados a fim de se avaliar os impactos da *RSS* no sistema elétrico. Os principais trabalhos foram realizados na usina de Itaipu e no sistema de transmissão em corrente contínua (VIAN, 1979).

Não é apenas a compensação série capacitiva a responsável pelo fenômeno de *RSS*. Vários dispositivos empregados no sistema elétrico, como controladores de geradores e retificadores de sistema de transmissão em corrente contínua interagem com os sistemas mecânicos, decorrentes de oscilações subsíncronas, e os efeitos destes equipamentos também passaram a serem alvos de pesquisas (JUSAN, 2007).

1.2 Alternativas para mitigação de *RSS*

Com o avanço da tecnologia, em particular na área de eletrônica de potência, novos dispositivos estão sendo empregados para a mitigação dos efeitos decorrentes da *RSS*. Dentre estes dispositivos, há os que se encontram na família dos dispositivos *FACTS* (*Flexible Alternate Transmission System*). Estes dispositivos possuem respostas rápidas comparadas à dinâmica do sistema mecânico, desta forma, tem-se uma baixa interação entre a rede elétrica e o conjunto turbina-gerador em suas correspondentes frequências naturais (RIVERA, 2000).

Entretanto, como os dispositivos *FACTS* possuem características não-lineares, os esforços se voltam para a modelagem e projetos de controle de tais dispositivos para que estes interajam da menor forma possível com os sistemas mecânicos das turbinas e geradores, e que sua aplicação possa suprimir os efeitos de oscilações subsíncronas em sistemas que possuem tais características intrínsecas.

Um dispositivo *FACTS* amplamente empregado no sistema de potência é o *TCSC* (*Thyristor Controlled Series Capacitor*). Este equipamento é alvo de estudos em várias aplicações desde controle do fluxo de potência em sistemas de transmissão, até a supressão de oscilações subsíncronas.

1.3 Objetivos do trabalho e organização do texto

Este trabalho tem por objetivo introduzir o conceito de *Ressonância Subsíncrona (RSS)* fazendo uma abordagem sobre seus efeitos, metodologias para a análise destes e principalmente apresentar e comparar duas estratégias para mitigação da *RSS*. Através de uma modelagem sistêmica para a compreensão do fenômeno de *RSS* em geradores conectados ao sistema elétrico através de linhas transmissão séries compensadas, as análises das oscilações subsíncronas são desenvolvidas utilizando ferramentas matemáticas para sistemas de potência, como a análise modal, através de autovalores, e resposta em frequência, amplamente utilizada na teoria de controle.

Os efeitos do fenômeno da *RSS* são observados em estudo de caso através dos softwares de simulação *PSCAD/ETMP* e *PacDyn* e, baseado em tais observações, são apresentadas metodologias de controle para o dispositivo *TCSC* a fim de mitigar os efeitos da *RSS* no sistema de potência.

Desta forma, este trabalho está compreendido em seis capítulos. O capítulo 2 apresenta o conceito de ressonância subsíncrona fazendo uma abordagem do problema através do equacionamento matemático do sistema eletromecânico compreendido pelo turbogerador e o sistema de potência, demonstrando como o subsistema mecânico pode interagir com o subsistema elétrico. Por conseguinte é explanado a respeito dos tipos de interações da *RSS* que afetam o sistema eletromecânico. Por fim, são apresentadas as ferramentas para análise do fenômeno da *RSS* descrevendo a metodologias das principais técnicas.

O capítulo 3 apresenta o dispositivo *TCSC* descrevendo suas características, sistema de acionamento e as principais metodologias de controle para o amortecimento das oscilações subsíncronas.

No capítulo 4 é apresentado um estudo de caso que utiliza um sistema típico para estudo dos efeitos de *RSS* no sistema de potência. Este sistema foi proposto pelo *IEEE Working Group on Subsynchronous Resonance* e é amplamente aplicado em pesquisas e trabalhos relacionados ao estudo de oscilações subsíncronas. Os efeitos da *RSS* são observados através dos softwares de simulação *PSCAD/ETMP* e *PacDyn*.

Duas metodologias de controle para a mitigação de *RSS* para o sistema analisado no capítulo 4 são desenvolvidas no capítulo 5. De forma análoga ao capítulo 4, a simulação e análise são desenvolvidas por meio do software *PSCAD/ETMP*.

O capítulo 6 apresenta a conclusão de todo o trabalho e sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2: O fenômeno da Ressonância Subsíncrona

Neste capítulo é apresentado o conceito de ressonância subsíncrona fazendo uma abordagem do problema através do equacionamento matemático do sistema eletromecânico, compreendido pelo turbogerador e o sistema de potência, demonstrando como o subsistema mecânico pode interagir com o subsistema elétrico. Por conseguinte é explanado a respeito dos tipos de interações da *RSS* que afetam o sistema eletromecânico. Por fim, são apresentadas as ferramentas para análise do fenômeno da *RSS* descrevendo sucintamente as principais técnicas empregadas.

2.1 Conceitos Básicos

Ressonância subsíncrona (*RSS*) é um fenômeno dinâmico presente em sistemas de potência devido à interação entre os sistemas elétricos e mecânicos. O *IEEE* define *RSS* a condição do sistema elétrico de potência onde a rede elétrica troca energia com o sistema mecânico (turbina-gerador) em uma ou mais frequências naturais do sistema combinado, abaixo da frequência síncrona da rede (IEEE SSR WORKING GROUP, 1981).

Tal condição é decorrente de algumas características do sistema elétrico de potência e dos sistemas mecânicos associados. Os sistemas de potência podem ser considerados grandes sistemas dinâmicos que possuem frequências de oscilação e fatores de amortecimentos próprios, devido ao fato de serem compostos por subsistemas e equipamentos com características intrínsecas ao sistema de potência, como linhas de transmissão, compensadores séries, geradores, controladores, dispositivos *FACTS* e etc.

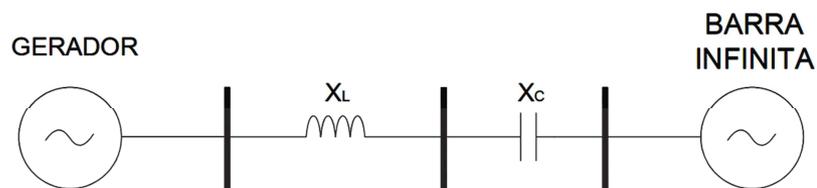
Além de fatores associados a características de equipamentos elétricos, existem os fatores associados aos componentes mecânicos. Os eixos dos rotores de geradores e motores, não são uma estrutura rígida. Tais rotores estão, na grande maioria das vezes, associados a subsistemas mecânicos, com uma estrutura que possui massas girantes com certo grau de elasticidade, como no caso de geradores térmicos, hidráulicos e eólicos. Assim, tais subsistemas mecânicos conectados ao sistema de potência, também apresentam frequências de

oscilação e fatores de amortecimentos próprios. Desta forma, o sistema elétrico acaba sendo afetado por frequências naturais do sistema mecânico e vice-versa, sendo os geradores e motores elementos responsáveis pela interface entre os sistemas.

Dentre os dispositivos que compõem os sistemas de potência, os compensadores séries capacitivos são os maiores responsáveis pelo fenômeno da ressonância subsíncrona. Este tipo de compensação é uma alternativa economicamente viável utilizada em linhas de transmissão para o aumento do fluxo de potência, isto é, aumento da capacidade da linha, além de aumentar os limites de estabilidade do sistema elétrico. Alguns estudos (PADYAR, 1999) demonstraram que o sistema de transmissão em corrente contínua também é responsável pela contribuição do fenômeno de *RSS*, entretanto este estudo não faz parte do escopo deste trabalho.

A Figura 2.1 apresenta um sistema de potência composto por um gerador conectado a um barramento infinito através de uma linha de transmissão série compensada. Na análise deste sistema despreza-se as resistências, pois o efeito de interesse é a oscilação em frequências subsíncronas e não o amortecimento.

Figura 2.1: Sistema de potência



Fonte: TOMIM, (2004).

Este sistema de potência é representado basicamente por um circuito *LC* com frequência natural determinada pela equação 2.1.

$$\omega_n = \frac{1}{\sqrt{LC}} = \omega_s \times \sqrt{\frac{X_C}{X_L}} \text{ [rad/s]} \quad (2.1)$$

Onde:

ω_n corresponde à frequência natural do sistema;

ω_s corresponde à frequência síncrona do sistema;

L e C representam a indutância da linha de transmissão e a capacitância série do compensador respectivamente;

X_L e X_C correspondem às reatâncias da linha e do compensador respectivamente na frequência síncrona.

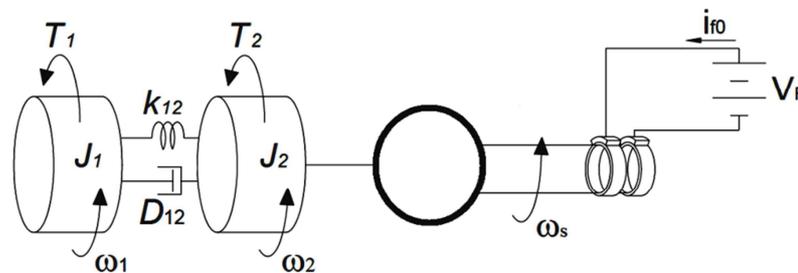
Ao se analisar a equação 2.1, pode-se verificar que para este sistema a frequência natural ω_n será sempre menor que a frequência síncrona ω_s , visto que o valor da reatância do compensador série será inferior à reatância da linha de transmissão. Na prática, costuma-se fazer uma compensação de 30 % a 70 % da linha, isto é, X_C corresponde 30 % a 70 % de X_L . Além disso, a frequência natural do sistema varia de forma quadrática com a variação do nível de compensação série (JUSAN, 2007).

No caso do sistema simples apresentado, verificou-se apenas uma única frequência natural associada ao sistema elétrico, decorrente da troca de energia entre os dois elementos armazenadores neste sistema. Entretanto, quando se considera um sistema de potência real, este se torna mais complexo, possuindo elementos em paralelos, como compensadores shunt por exemplo. Nestes casos, têm-se várias frequências naturais, que podem ou não ser subsíncronas. Além disso, as reatâncias próprias de transformadores, motores e principalmente geradores afetam nos valores das frequências naturais do sistema. Dessa forma, ao se desprezá-las, podemos introduzir erros das análises nos estudos de *RSS*. Em muitos casos, quando tais análises são feitas com bases em transitórios ocasionados próximos das unidades de geração, a reatância das máquinas tem grande influência no efeito da *RSS*.

2.2 Efeitos da frequência subsíncrona em sistemas eletromecânicos

A Figura 2.2 apresenta um sistema massa-mola conectado a uma máquina elétrica. O sistema massa-mola é composto de duas massas interligadas através de uma mola que representa a constante de elasticidade entre as massas. Este sistema representa um sistema mecânico motriz do gerador.

Figura 2.2: Sistema massa-mola



Fonte: TOMIM, (2004).

Onde:

T_1 é o torque aplicado a massa 1, correspondente ao sistema motriz;

T_2 é o torque aplicado a massa 2, correspondente ao torque elétrico da máquina;

J_1 é o momento de inércia da massa 1;

J_2 é o momento de inércia da massa 2;

ω_1 é a velocidade da massa 1;

ω_2 é a velocidade da massa 2;

ω_s é a velocidade síncrona do gerador;

i_{f0} é a corrente de excitação do gerador;

V_F é a tensão da excitatriz do gerador;

k_{12} é a constante elástica;

D_{12} é a constante de amortecimento.

Através do sistema representado na Figura 2.2, pode-se fazer uma análise baseando-se na Lei de Newton para rotações, a fim de verificar o comportamento oscilatório do sistema, que pode

ser considerado como uma representação simples de um sistema eletromecânico de geração de energia.

As equações 2.2 e 2.3 descrevem o comportamento dinâmico do conjunto mecânico.

$$J_1 \frac{d^2\theta_1}{dt^2} = T_1 - k_{12}(\theta_1 - \theta_2) - D_{12} \left(\frac{d\theta_1}{dt} - \frac{d\theta_2}{dt} \right) \quad [N.m] \quad (2.2)$$

$$J_2 \frac{d^2\theta_2}{dt^2} = T_2 - k_{12}(\theta_2 - \theta_1) - D_{12} \left(\frac{d\theta_2}{dt} - \frac{d\theta_1}{dt} \right) \quad [N.m] \quad (2.3)$$

Considerando $\theta = \theta_2 - \theta_1$ tem-se:

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{d\theta_2}{dt} - \frac{d\theta_1}{dt} \quad (2.4)$$

$$\frac{d^2\theta}{dt^2} = \frac{d^2\theta_2}{dt^2} - \frac{d^2\theta_1}{dt^2} \quad (2.5)$$

Substituindo as equações 2.4 e 2.5 nas equações 2.2 e 2.3, tem-se:

$$J_1 \frac{d^2\theta_1}{dt^2} = T_1 + k_{12}\theta + D_{12} \frac{d\theta}{dt} \quad (2.6)$$

$$J_2 \left(\frac{d^2\theta}{dt^2} + \frac{d^2\theta_1}{dt^2} \right) = T_2 - k_{12}\theta - D_{12} \frac{d\theta}{dt} \quad (2.7)$$

Resolvendo o sistema das equações 2.6 e 2.7, obtém-se:

$$\frac{d^2\theta}{dt^2} + \left(\frac{J_1+J_2}{J_1J_2} \right) D_{12} \frac{d\theta}{dt} + \left(\frac{J_1+J_2}{J_1J_2} \right) k_{12}\theta = \frac{T_2}{J_2} - \frac{T_1}{J_1} \quad (2.8)$$

A equação 2.8 é uma equação diferencial de segunda ordem que descreve o comportamento mecânico do sistema apresentado na Figura 2.2. A resposta natural do sistema é obtida considerando os torques aplicados as massas sendo iguais à zero, ou seja, T_1 e T_2 iguais à zero, anulando as excitações. Assim, a equação 2.8 pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\frac{d^2\theta}{dt^2} + \frac{1}{J_{eq}} D_{12} \frac{d\theta}{dt} + \frac{1}{J_{eq}} k_{12} \theta = 0 \quad (2.9)$$

Onde:

$$J_{eq} = \frac{J_1 J_2}{J_1 + J_2} \quad (2.10)$$

A equação 2.9 pode ser comparada à equação diferencial característica descrita pela equação 2.11 cuja resposta natural é a resolução de tal equação pelas equações 2.12 e 2.13:

$$\frac{d^2y}{dt^2} + 2\xi\omega \frac{dy}{dt} + \omega^2 y = 0 \quad (2.11)$$

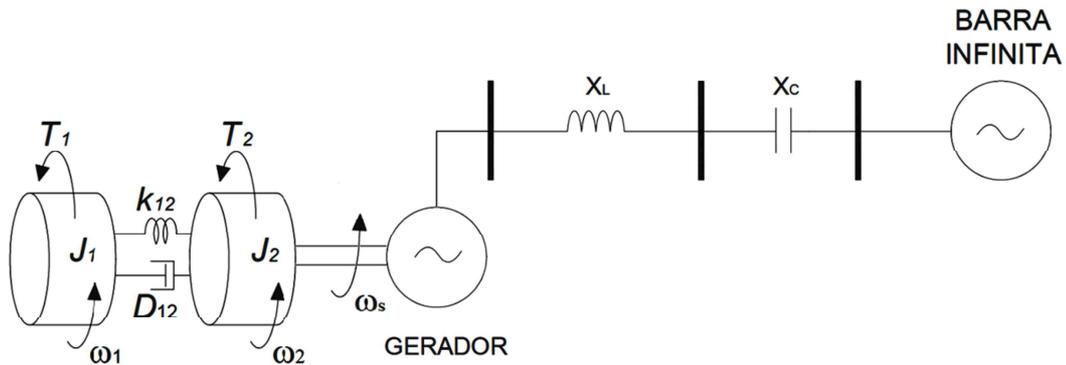
Onde ξ é representa a constante de amortecimento e ω representa a frequência natural para o sistema dinâmico e são definidas como:

$$\xi = \frac{D_{12}}{2J_{eq}} \sqrt{\frac{k_{12}}{J_{eq}}} \quad (2.12)$$

$$\omega = \sqrt{\frac{k_{12}}{J_{eq}}} \text{ [rad/s]} \quad (2.13)$$

Agora consideramos que o gerador descrito na Figura 2.1 seja o sistema apresentado na Figura 2.2, constituindo o sistema de potência apresentado na Figura 2.3. Com base na teoria de sistemas dinâmicos, sendo o torque aplicado à massa J_2 originado pelas correntes do sistema elétrico aplicado a bobina, como princípio da máquina elétrica, e o torque aplicado à massa J_1 originado pelo sistema motriz que aciona o gerador, se a frequência natural do sistema elétrico, apresentado na equação 2.1 for igual ou próxima à frequência natural do sistema mecânico, descrito pela equação 2.13, o sistema pode se tornar instável. Desta instabilidade, vários efeitos podem surgir, tal como a oscilação e amplificação de toque oscilatório no eixo da máquina, causando uma fadiga ou até mesmo a destruição do eixo.

Figura 2.3: Sistema de potência completo



Fonte: TOMIM, (2004).

O exemplo descrito anteriormente apresenta as características de um sistema eletromecânico que representa um conjunto turbina-gerador, com um modo torcional, conectado a um sistema elétrico com frequência natural ω_n . O modo torcional é definido como a interação oscilatória de um par de massas adjacentes. Desta forma, um sistema com N massas possuirá $(N-1)$ modos torcionais. É fácil perceber que para sistemas mais complexos, à medida que aumenta o número de massas acopladas com graus de liberdades entre si, contendo um nível de oscilação e amortecimento, aumenta-se o número de frequências naturais de oscilação. Assim, obtém-se um sistema de equações diferenciais semelhantes à equação 2.9. Esta análise é foco principal para análise modal, que será discutida posteriormente (FOUND e KHU, 1978).

A frequência natural ω do sistema mecânico depende de características construtivas do eixo da turbina, que define parâmetros como elasticidade e inércia do conjunto, o que implica diretamente no comportamento oscilatório do sistema. A frequência natural ω_n do sistema elétrico em questão pode ser oriunda da compensação série realizada na linha de transmissão, mas também de outro equipamento que possa estar conectado a mesma, como controladores e dispositivos *FACTS*, ou até mesmo um sistema de transmissão em corrente contínua.

O espectro de frequências subsíncronas é objeto de análise no sistema de planejamento e operação do setor de energia, pois as frequências do sistema mecânico de turbogeradores estão compreendidas neste espectro.

2.3 Tipos de interações de RSS

Nos tópicos anteriores foi apresentado como o sistema mecânico e elétrico podem interagir de tal forma a provocar efeitos negativos aos sistemas. Uma análise superficial do problema foi exposta mostrando esta interação através das frequências naturais dos sistemas levando aos modos torcionais. Entretanto existem diversas maneiras pelas quais os sistemas elétricos e mecânicos podem interagir tendo como efeito a *RSS*. A literatura define três efeitos mais observados, que recebem os seguintes nomes: efeito de gerador de indução, efeito de interação torcional e efeito de amplificação de torque (KHU, 1977).

2.3.1 Efeito de gerador de indução

O efeito de gerador de indução é um fenômeno de origem puramente elétrica que ocorre em geradores síncronos. Se existem componentes subsíncronas nas correntes que alimentam o estator do gerador, estas irão produzir campos magnéticos que giram abaixo da frequência síncrona (ANDERSON, 1990). Desta forma os circuitos do rotor irão girar mais rápido que tais campos magnéticos subsíncronos, fazendo com que a resistência do rotor da máquina seja refletida para os terminais da armadura com valor negativo, semelhante ao que acontece em um gerador de indução. Assim, para determinadas correntes subsíncrona, a resistência do rotor torna-se negativa, quando vista pelo estator da máquina. Se esta resistência negativa se tornar maior que a resistência do resto do sistema, compreendido pela soma da resistência de armadura e resistência da rede elétrica, o sistema pode se tornar auto excitado (ANDERSON, 1990). Contudo este comportamento é similar a um gerador de indução, entretanto não é idêntico, devido à assimetria do rotor da máquina síncrona em relação ao eixo direto e de quadratura. Os geradores de indução tipo gaiola também estão susceptíveis ao efeito de gerador de indução.

Sabe-se que o escorregamento s para a máquina de indução é definida pela equação 2.14.

$$s = \frac{\omega_s - \omega_{rotor}}{\omega_s} \quad (2.14)$$

Como o fluxo giratório produzido pelas correntes de armadura giram numa velocidade ω_s inferior à velocidade do rotor (ω_{rotor}), a resistência do rotor em frequências subsíncronas vista pelos terminais da armadura é negativa, pois o escorregamento para este caso é negativo, como definido na equação 2.14.

2.3.2 Efeito de interação torcional

O efeito de interação torcional envolve tanto fatores do sistema elétrico quanto do sistema mecânico. Tal fenômeno ocorre em virtude do sistema turbina-gerador ser um sistema multimodal, isto é, possuir várias frequências de oscilação, como discutido anteriormente, fazendo com que todas as frequências do sistema mecânico sejam refletidas pelo sistema elétrico, através de uma modulação da tensão na armadura da máquina elétrica. Isto ocorre devido ao fato do sistema mecânico responder a todas as frequências naturais para mínimas perturbações (KHU, 1977).

Quando a componente de frequência subsíncrona da tensão de armadura refletida do sistema mecânico é próxima ou coincide com a frequência natural do sistema elétrico, a corrente de armadura subsíncrona resultante irá produzir um torque no rotor que, se este encontra-se em fase com torque mecânico provocado por oscilação mecânica, pode tornar tal torque oscilatório auto-sustentado.

Como consequência deste fenômeno, podem ser gerados toques pulsantes com grande magnitude em alguma frequência natural do sistema mecânico que conseqüentemente pode gerar alguma fadiga ou estresse mecânico no eixo das máquinas, diminuindo sua vida útil (KHU, 1977).

2.3.3 Efeito de amplificação de torque

O efeito de amplificação de torque é originado por distúrbios que ocorrem no sistema elétrico, como faltas e transitórios. Tais distúrbios podem gerar correntes subsíncronas e impor torques eletromagnéticos subsíncronos que se somam aos torques no eixo mecânico, em frequências abaixo da frequência síncrona. Se esta frequência for próxima ou coincidir com alguma

frequência natural do sistema mecânico, pode haver uma amplificação do torque para esta frequência. Este torque resultante pode ser muito maior do que num sistema sem compensação série e pode levar a um estresse mecânico tão grande que provoca a quebra do eixo da máquina. Basicamente o efeito de amplificação de torque se deve basicamente à ressonância entre as frequências naturais elétricas e mecânicas (ANDERSON, 1990).

2.4 Ferramentas para análise de RSS

2.4.1 Análise Modal de Sistemas Dinâmicos

A Análise Modal aplica-se ao estudo de oscilações eletromecânicas produzidas por pequenas perturbações nos sistemas elétricos de potência, nos quais a preocupação principal é calcular as taxas de amortecimento dessas oscilações. Os sistemas elétricos de potência apresentam características dinâmicas que são não-lineares. Equipamentos e dispositivos do sistema de potência tais como máquinas elétricas, turbogeradores, transformadores, conversores estáticos e etc são modelados para a análise de ressonância subsíncrona. De uma maneira geral, estes modelos são descritos matematicamente por um conjunto de n equações diferenciais ordinárias não-lineares, onde o tempo t é a variável independente (KUNDUR, 1994). Através da notação matricial-vetorial, estas equações assumem a seguinte forma:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{u}, t) \quad (2.15)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{g}(\mathbf{x}, \mathbf{u}, t) \quad (2.16)$$

onde \mathbf{x} é um vetor contendo as n variáveis de estado, \mathbf{u} é um vetor contendo as r variáveis de entrada (também denominadas variáveis de controle) e \mathbf{y} é um vetor contendo as m variáveis de saída do sistema.

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_n \end{bmatrix} \quad \mathbf{y} = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \vdots \\ y_n \end{bmatrix} \quad \mathbf{u} = \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \vdots \\ u_n \end{bmatrix}$$

Para a aplicação das ferramentas de análise linear, estas equações devem ser linearizadas em torno de um ponto de operação, dado por \mathbf{x}_0 e \mathbf{u}_0 . Este ponto deverá satisfazer a equação 2.17, assim:

$$\dot{\mathbf{x}}_0 = \mathbf{f}(\mathbf{x}_0, \mathbf{u}_0) = 0 \quad (2.17)$$

Se o sistema for submetido a um pequeno distúrbio, o novo vetor de estados do sistema pode ser dado por $\mathbf{x} = \mathbf{x}_0 + \Delta\mathbf{x}$, e deverá ainda satisfazer a equação 2.17. Desta forma:

$$\dot{\mathbf{x}} = \dot{\mathbf{x}}_0 + \Delta\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}_0 + \Delta\mathbf{x}, \mathbf{u}_0 + \Delta\mathbf{u}) \quad (2.18)$$

onde $\Delta\mathbf{x}$ e $\Delta\mathbf{u}$ representam as variações nos vetores de estado e de entrada, respectivamente.

Assim, as equações linearizadas 2.15 e 2.16 escritas sob a forma matricial assumem a seguinte forma:

$$\begin{aligned} \Delta\dot{\mathbf{x}} &= \mathbf{A} \cdot \Delta\mathbf{x} + \mathbf{B} \cdot \Delta\mathbf{u} \\ \Delta\mathbf{y} &= \mathbf{C} \cdot \Delta\mathbf{x} + \mathbf{D} \cdot \Delta\mathbf{u} \end{aligned} \quad (2.19)$$

onde as matrizes \mathbf{A} , \mathbf{B} , \mathbf{C} e \mathbf{D} são dadas por:

$$\begin{aligned} \mathbf{A} &= \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial f_1}{\partial x_n} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial f_n}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial f_n}{\partial x_n} \end{bmatrix} & \mathbf{B} &= \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial u_1} & \dots & \frac{\partial f_1}{\partial u_r} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial f_n}{\partial u_1} & \dots & \frac{\partial f_n}{\partial u_r} \end{bmatrix} \\ \mathbf{C} &= \begin{bmatrix} \frac{\partial g_1}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial g_1}{\partial x_n} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial g_m}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial g_m}{\partial x_n} \end{bmatrix} & \mathbf{D} &= \begin{bmatrix} \frac{\partial g_1}{\partial u_1} & \dots & \frac{\partial g_1}{\partial u_r} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial g_m}{\partial u_1} & \dots & \frac{\partial g_m}{\partial u_r} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.20)$$

$\Delta\mathbf{x}$ é o vetor de estado de ordem n ;

Δy é o vetor de saída de ordem m ;

Δu é o vetor de entrada de ordem r ;

A é a matriz de estado ou planta de ordem $n \times n$;

B é a matriz de entrada ou controle de ordem $n \times r$;

C é a matriz de saída de ordem $m \times n$;

D é a matriz de transmissão direta $m \times r$.

Uma vez que as derivadas que aparecem nas matrizes A , B , C e D devem ser avaliadas no ponto dado por x_0 e u_0 , os elementos destas matrizes apresentam valores constantes e representam parâmetros intrínsecos do sistema eletromecânico.

Este tipo de representação para sistemas lineares é denominado representação de espaço-estado. A formulação no espaço de estados é uma forma clássica e amplamente utilizada na modelagem de sistemas dinâmicos lineares ou linearizados em torno de um ponto de operação (OGATA, 2003). Além da simplicidade, a representação espaço-estado é bastante robusta para a aplicação de métodos numéricos.

2.4.1.1 Autovalores e Autovetores

Os autovalores e autovetores são ferramentas importantes para a análise de um sistema descrito por matrizes de estado.

Os autovalores de uma matriz A são dados pelos valores do parâmetro escalar λ para os quais existam soluções não-triviais da seguinte equação:

$$A\phi = \lambda_i\phi \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (2.21)$$

onde: λ_i é o autovalor i da matriz A de dimensão $n \times n$ e ϕ é um vetor de dimensão n .

Para cada autovalor λ_i da matriz A , existe um vetor ϕ_i que satisfaz a equação 2.21, a qual é denominando “autovetor à direita” da matriz A associado ao autovalor λ_i . Assim tem-se:

$$A\phi_i = \lambda_i\phi_i \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (2.22)$$

sendo que o autovetor ϕ_i é o seguinte vetor coluna:

$$\phi_i = \begin{bmatrix} \varphi_{1i} \\ \varphi_{2i} \\ \vdots \\ \varphi_{ni} \end{bmatrix} \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (2.23)$$

Igualmente o vetor linha ψ_i que satisfaz a equação 2.24, é denominado “autovetor à esquerda” da matriz A .

$$\psi_i A = \lambda_i \psi_i \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (2.24)$$

onde

$$\psi_i = [v_{i1} \ v_{i2} \ \dots \ v_{in}] \quad (2.25)$$

Para expressar as propriedades da matriz de estado A , vamos considerar as seguintes matrizes de autovetores:

$$\Phi = [\phi_1 \ \phi_2 \ \dots \ \phi_n] \quad (2.26)$$

$$\Psi = [\psi_1^T \ \psi_2^T \ \dots \ \psi_n^T]^T \quad (2.27)$$

$$\Lambda = \Phi^{-1} A \Phi \quad (2.28)$$

Onde todas as matrizes são da ordem $n \times n$, sendo Λ uma matriz diagonal que possui os autovalores da matriz de estado A : $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n$ como seus elementos diagonais.

Referindo-se ao sistema de equações 2.19 representado no espaço-estado, a resposta livre do sistema dinâmico é obtida assumindo-se entrada nula e dada por:

$$\Delta \dot{x} = A \cdot \Delta x \quad (2.29)$$

A equação 2.29 pode ser reescrita na seguinte forma:

$$\dot{\mathbf{z}} = \mathbf{\Lambda} \cdot \mathbf{z} \quad (2.29)$$

Onde \mathbf{z} é um novo vetor de estado, denominando vetor de variáveis modais, relacionado com o vetor $\Delta \mathbf{x}$ pela transformação:

$$\Delta \mathbf{x} = \mathbf{\Phi} \cdot \mathbf{z} \quad (2.30)$$

A equação 2.29 representa n equações diferenciais de primeira ordem desacopladas entre si, da seguinte forma:

$$\dot{z}_i = \lambda_i z_i \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (2.31)$$

Cuja solução no domínio do tempo é determinada por:

$$z_i(t) = z_i(0)e^{\lambda_i t} \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (2.32)$$

Onde $z_i(0)$ é o valor inicial de z_i .

Relacionando as equações 2.26, 2.30 e 2.32 tem-se:

$$\Delta \mathbf{x}(t) = \sum_{i=1}^n \boldsymbol{\phi}_i \cdot z_i(0)e^{\lambda_i t} \quad (2.33)$$

A partir da equação 2.33, tem-se:

$$\mathbf{z}(t) = \mathbf{\Phi}^{-1} \cdot \Delta \mathbf{x}(t) \quad (2.34)$$

$$\mathbf{z}(t) = \mathbf{\Psi} \cdot \Delta \mathbf{x}(t) \quad (2.35)$$

Assim:

$$z_i(t) = \boldsymbol{\psi}_i \cdot \Delta \mathbf{x}(t) \quad (2.36)$$

Fazendo $t = 0$ na equação 2.36, tem-se:

$$z_i(0) = \boldsymbol{\psi}_i \cdot \Delta \mathbf{x}(0) \quad (2.37)$$

Denotando-se o produtor escalar $\boldsymbol{\psi}_i \cdot \Delta \mathbf{x}(0)$ por c_i , a equação 2.33 pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\Delta \mathbf{x}(t) = \sum_{i=1}^n \boldsymbol{\phi}_i \cdot c_i e^{\lambda_i t} \quad (2.38)$$

A resposta da i -ésima variável de estado pode ser expressa por:

$$\Delta x_i(t) = \varphi_{i1} c_1 e^{\lambda_1 t} + \varphi_{i2} c_2 e^{\lambda_2 t} + \dots + \varphi_{in} c_n e^{\lambda_n t} \quad (2.39)$$

A equação 2.39 é a resposta livre (sem entradas) no domínio do tempo de um sistema dinâmico em termos dos autovalores e os autovetores à esquerda e à direita. Desta forma, a resposta livre (ou condição inicial) é demonstrada por uma combinação linear de n modos dinâmicos, que correspondem aos n autovalores da matriz de estado.

2.4.1.2 Autovalores e Estabilidade

Como apresentado em análise anterior, a resposta livre do sistema é determinada pela natureza dos autovalores da matriz de estados, representando como cada modo irá ser excitado. Estes autovalores podem ser reais ou complexos. Para um par complexo conjugado de autovalores, tem-se:

$$\lambda = \sigma \pm j\omega \quad (2.40)$$

A parte real de um autovalor fornece o amortecimento do modo associado ao mesmo. A constante de amortecimento ζ determina a taxa de decaimento da amplitude de oscilação e pode ser calculada por:

$$\zeta = -\frac{\sigma}{\sqrt{\sigma^2 + \omega^2}} \quad (2.41)$$

A parte imaginária do autovalor fornece a frequência de oscilação do sistema é determinada por:

$$f = \frac{\omega}{2\pi} \quad (2.42)$$

Onde f é determinada em Hertz.

A estabilidade do sistema está diretamente relacionada da seguinte forma:

Autovalores Reais Negativos – Correspondem a modos não-oscilatórios, que decaem exponencialmente, caracterizando um sistema estável;

Autovalores Reais Positivos – Correspondem a modos não-oscilatórios crescentes exponencialmente com o tempo, caracterizando um sistema instável;

Autovalores Complexos com Parte Real Negativa – Aparecem na forma de pares conjugados e correspondem a modos oscilatórios amortecidos, caracterizando um sistema estável;

Autovalores Complexos com Parte Real Positiva – Aparecem na forma de pares conjugados e correspondem a modos oscilatórios crescentes com o tempo, caracterizando um sistema instável.

Se um dado autovalor não possui componente imaginária (autovalor real) e está no semi-plano esquerdo do plano complexo (negativo), haverá um modo aperiódico (frequência de oscilação nula) decrescente ao longo do tempo. Da mesma forma, se um dado autovalor não possui componente imaginária e está no semi-plano direito do plano complexo (positivo), haverá um modo aperiódico crescente ao longo do tempo. No caso de um par de autovalores complexos conjugados com parte real negativa, existirá um modo de oscilação amortecido. Por outro lado, para um par de autovalores complexos conjugados com parte real positiva, haverá um modo de oscilação com amplitude crescente ao longo do tempo. Se a componente real do autovalor é nula, não existe amortecimento das oscilações, o que dá origem a um modo de oscilação com amplitude constante.

2.4.2 Resposta em Frequência

Entende-se por resposta em frequência a resposta em regime estacionário de um sistema (módulo e fase) submetido a um sinal senoidal de frequência variável a uma de suas entradas (OGATA, 2003).

As técnicas no domínio da frequência podem ser utilizadas para a análise do desempenho do sistema, bem como para o projeto e otimização de controladores. Uma das vantagens do enfoque da resposta em frequência é que os testes experimentais são, em geral, simples e podem ser realizados com exatidão a partir do uso de geradores de sinal senoidal. As funções de transferência de sistemas relativamente complexos podem ser determinadas experimentalmente a partir de testes de resposta em frequência. Informações sobre a estabilidade do sistema podem ser obtidas a partir de curvas de resposta em frequência, tais como os diagramas de Bode e Nyquist, apresentados nos próximos itens.

2.4.2.1 Diagrama de Bode

O diagrama de Bode fornece a resposta em frequência de um sistema dinâmico a partir de dois gráficos distintos (módulo e fase). Os gráficos são dados em função da frequência, geralmente utilizando-se escala logarítmica. O gráfico do módulo da resposta em frequência é normalmente expresso em decibéis (dB), cuja definição é apresentada pela equação 2.43.

$$|G(j\omega)|_{dB} = 20 \log |G(j\omega)| \quad (2.43)$$

A utilização de escala logarítmica permite a visualização em um único diagrama das características do sistema em uma faixa de frequência relativamente grande. Além disso, nesta escala a multiplicação dos módulos é convertida em uma adição.

A construção de um esboço do diagrama de Bode é bastante rápida e permite a visualização das características do sistema nas altas e baixas frequências em uma única figura. Detalhes sobre as regras básicas para o esboço de um diagrama de Bode são apresentados em (OGATA, 2003).

A partir do diagrama de Bode, é possível obter informações sobre a estabilidade do sistema em malha fechada, através da determinação das margens de fase e de ganho.

2.4.2.2 Diagrama de Nyquist

Ao contrário do diagrama de Bode, o diagrama de Nyquist fornece a resposta em frequência em um único gráfico. Ele representa o lugar geométrico dos vetores $|G(j\omega)|\angle G(j\omega)$ à medida que ω varia de zero a infinito. As regras básicas para o esboço manual dos diagramas de Nyquist podem ser encontradas em (OGATA, 2003).

O critério de estabilidade de Nyquist permite determinar se o sistema em malha fechada é estável ou não a partir da resposta em frequência da função de transferência em malha aberta. Este critério é baseado na teoria de variáveis complexas e sua formulação está rigorosamente descrita em (OGATA, 2003).

Supondo um sistema realimentado negativamente por meio da função de transferência $H(s)$, sua função de transferência em malha fechada é dada por:

$$\frac{Y(s)}{U(s)} = \frac{G(s)}{1+G(s)H(s)} \quad (2.44)$$

Para que o sistema de malha fechada seja estável, os polos da função de transferência em malha fechada deverão estar localizados no semiplano esquerdo do plano complexo, ou seja, as raízes de $F(s)$ deverão possuir parte real negativa.

$$F(s) = 1 + G(s)H(s) = 0 \quad (2.45)$$

O critério de Nyquist estabelece que para que o sistema seja estável em malha fechada, o número de zeros de $F(s)$ no semiplano direito deverá ser igual ao número de polos no semiplano direito da função de transferência em malha aberta $G(s)H(s)$ somado ao número de envoltimentos no sentido horário do ponto -1 no diagrama de Nyquist.

2.4.3 Diagrama do Lugar das Raízes

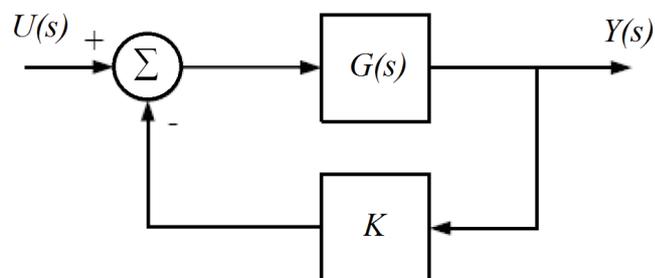
O comportamento dinâmico de um sistema está intimamente relacionado à localização dos polos em malha fechada. Assim, é importante conhecer a trajetória destes polos à medida que um determinado parâmetro (por exemplo, um ganho) é alterado. Ao gráfico que mostra a localização dos polos em malha fechada no plano complexo a medida que um parâmetro é variado denomina-se *diagrama do lugar das raízes* (“*root locus*”).

Como exemplo, considere a seguinte função de transferência em malha aberta $G(s)$:

$$G(s) = \frac{s+1}{s^3+2s^2+s+1} \quad (2.46)$$

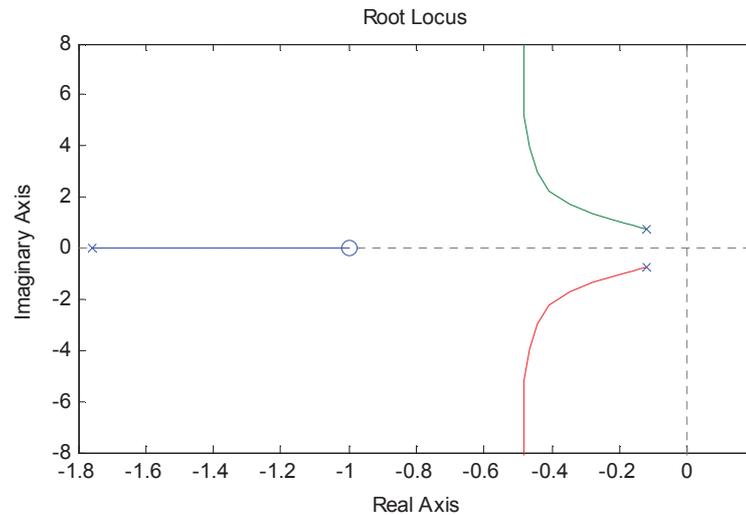
Suponha que seja utilizado um simples ganho na malha de realimentação negativa deste sistema, conforme apresentado na Figura 2.4.

Figura 2.4: Diagrama de blocos para análise do lugar das raízes



Fonte: OGATA, (2003).

A Figura 2.5 apresenta o diagrama do lugar das raízes deste sistema, variando-se o ganho de realimentação desde 0 (malha aberta) até infinito.

Figura 2.5: Diagrama do lugar das raízes para a função de malha aberta $G(s)$ 

Fonte: Próprio autor.

O método do lugar das raízes fornece uma ampla visão de análise, uma vez que é possível a visualização gráfica da trajetória de todos os polos do sistema a medida que um determinado parâmetro varia. Além disso, é possível identificar diretamente a existência de interações adversas entre malhas distintas.

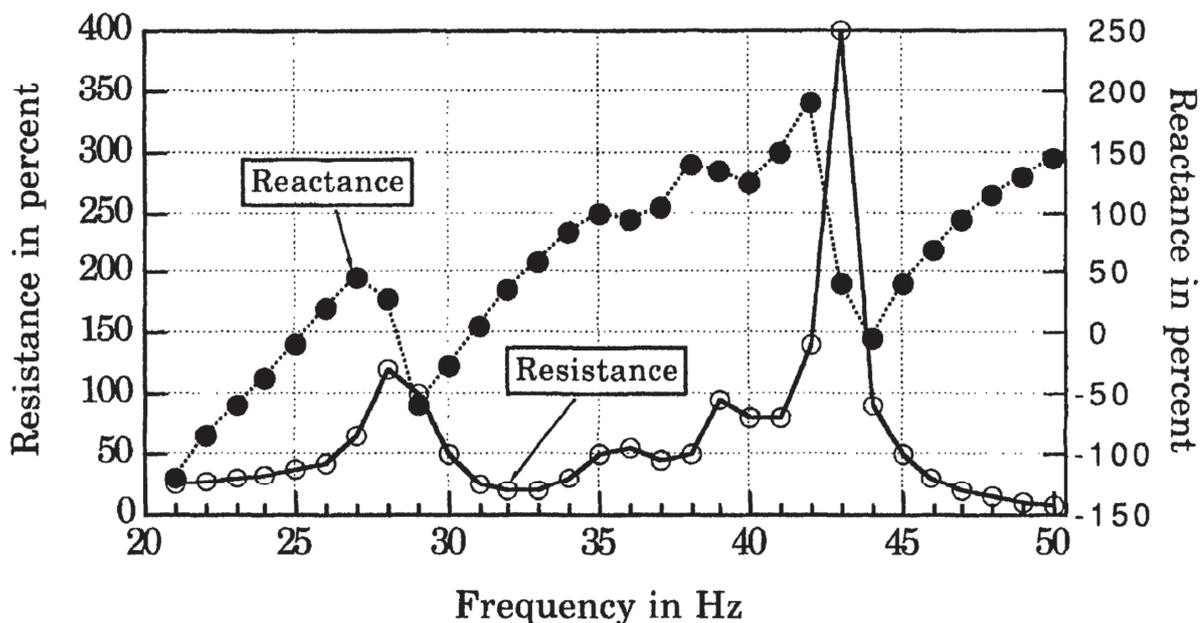
A construção do lugar das raízes manualmente somente é possível em sistemas de pequeno porte e requer a aplicação de diversas regras que levam a um esboço fiel do diagrama (OGATA, 2003). Para sistemas de grande porte, a construção manual do lugar das raízes é inviável, tornando necessária a utilização de uma ferramenta computacional para esse fim.

2.4.4 Varredura de frequência

A técnica de varredura de frequência é amplamente utilizada na análise do fenômeno de ressonância subsíncrona, principalmente em problemas relacionados com efeito de gerador de indução, sendo muito eficaz para este caso. Esta técnica se fundamenta na busca da impedância vista pelo estator do gerador em função da frequência. Ao se observar uma ou mais frequências onde ocorre um valor negativo da resistência ou um valor nulo da reatância, pode-se determinar que este ponto corresponde a uma oscilação autossustentável, originada pelo efeito gerador de indução (FARMER, 1977). A Figura 2.6 apresenta um gráfico de análise de varredura de frequência de um gerador conectado a uma linha com compensação

série capacitiva. O gráfico indica que pode haver um problema de interação torcional com o gerador e a rede em uma frequência próxima de 44 Hz. Nesta frequência a reatância da rede está perto de zero, o que indica um possível problema do sistema para interações próximas a esta frequência.

Figura 2.6: Gráfico de varredura em frequência



Fonte: FARMER, (1977).

O método de varredura de frequência também fornece informações referentes a possíveis problemas causados pelos fenômenos de interação torcional e amplificação de toques. Tais problemas podem ser previstos em ocorrer se há uma reatância mínima em uma frequência próxima a frequência torcional do eixo. Como este método pode fornecer variações nos resultados para diferentes condições do sistema e quantidade de geradores que estão conectados ao sistema elétrico, existe a necessidade de realizar testes para as diversas condições, ou seja, para uma validação dos resultados obtidos, é necessário que o processo de simulação da varredura em frequência seja executado para as diferentes condições vista a partir do terminal do gerador que se deseja analisar (FARMER, 1976).

Capítulo 3: O Conceito do TCSC

Neste capítulo é apresentada a teoria sobre o *TCSC (Thyristor Controlled Series Capacitor)* na qual é descrita sua estrutura básica, seu princípio de funcionamento, metodologia de sincronismo, disparo e estratégias de controle aplicadas ao amortecimento de oscilações subsíncronas. Uma abordagem físico-matemática é realizada para fornecer ao leitor um melhor entendimento do *TCSC* frente a oscilações subsíncronas. As estratégias de controle expostas são as mais aplicadas de acordo com a literatura.

3.1 O TCSC

O conceito do *TCSC (Thyristor Controlled Series Capacitor)* se baseia na tecnologia de sistemas flexíveis de transmissão em corrente alternada, ou *FACTS (Flexible AC Transmission Systems)*. Os dispositivos FACTS têm como objetivo geral, como o próprio acrônimo expressa, a flexibilização do sistema de transmissão, que é definida como a habilidade do sistema elétrico de potência em se adaptar rapidamente a novas circunstâncias, de modo a operar continuamente da melhor forma possível (JUNIOR, 2007). Esta flexibilidade também é expressa no controle de parâmetros do sistema que permite, por exemplo, no aumento da capacidade de transmissão de potência na linha, redução das correntes de curto-circuito em caso de faltas e redução das oscilações causadas no sistema de transmissão.

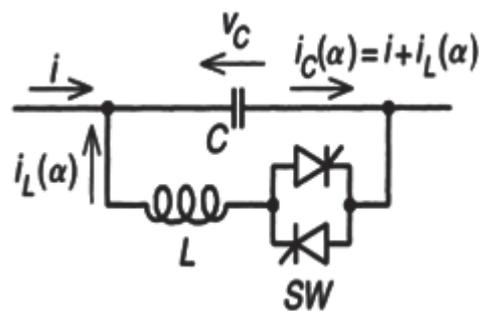
Nos últimos anos, o *TCSC* tem se mostrado ser um importante dispositivo para o amortecimento de oscilações eletromecânicas e no controle do fluxo de potência. No Brasil, por exemplo, o *TCSC* está empregado no SIN (Sistema Interligado Internacional) e é considerado um elemento primordial para a conexão dos sistemas elétricos Norte/Sul, tendo suas principais funções, o amortecimento de oscilações de baixa frequência e a melhoria na capacidade de transmissão entre os dois sistemas.

O *TCSC* é amplamente empregado no sistema elétrico de potência, destacando-se por diversas vantagens como:

- Rapidez e continuidade no controle do nível de compensação série em linhas de transmissão.
- Controle dinâmico do fluxo de potência em linhas de transmissão selecionadas dentro de uma rede.
- Amortecimento de oscilações em regiões locais ou oscilações em regiões externas.
- Supressão de oscilações subsíncronas.
- Aprimoramento no nível de proteção de capacitores séries.
- Apoio de tensão. O *TCSC*, na combinação com capacitores séries, pode gerar potência reativa que aumenta com a carga, assim aumentando a regulação de tensão na linha e aliviando qualquer instabilidade de tensão.
- Redução da corrente de curto-circuito. Durante faltas que acarretam em altas correntes de curto-circuito, o *TCSC* pode ser chaveado aumentando sua impedância, tanto no modo capacitivo quanto no modo indutivo, reduzindo tais correntes de falta.

A Figura 3.1 apresenta um esquema básico de um *TCSC*. Como observado pela figura, ele é composto basicamente por um capacitor, um indutor em série com dois tiristores em antiparalelo.

Figura 3.1: Esquema básico do *TCSC*



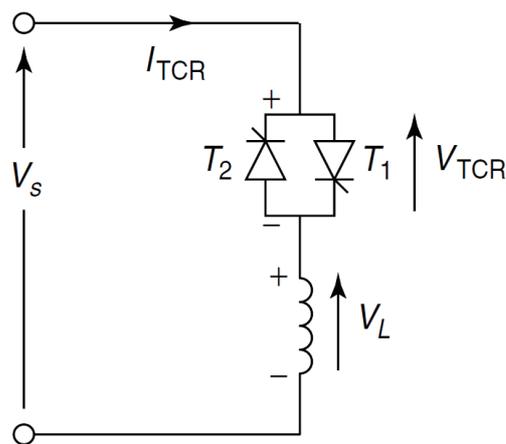
Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

O *TCSC* pode ser visto basicamente como uma reatância variável controlada. A variação de reatância é característica intrínseca do *TCSC*. Esta variação é obtida a partir do controle da reatância do circuito *LC* paralelo, $X_{TCSC}(\alpha)$, que é formado por um capacitor fixo, com reatância X_C , e um indutor com uma reatância variável $X_L(\alpha)$ denominado *TCR* (*Thyristor Controlled Reactor*).

3.1.1 Reator Controlado por Tiristores (TCR)

Para que se compreenda o princípio de funcionamento do *TCSC*, é fundamental que se conheça o funcionamento do *TCR*. Como descrito anteriormente, o *TCR* é um reator controlado por tiristores constituído por um par de tiristores conectados em antiparalelo ligados em série com um reator, como ilustrado na Figura 3.2. Na prática os reatores indutivos são divididos em duas partes, uma ligada à jusante dos tiristores e outra a montante, com objetivo de prevenir que uma grande tensão apareça nos terminais dos tiristores, danificando-os, caso um curto-circuito ocorra em seus terminais. Entretanto a Figura 3.2 representa um *TCR* com apenas um indutor com objetivo de facilitar o entendimento e equacionamento matemático (MATHUR; VARMA, 2002).

Figura 3.2: Reator Controlado à Tiristor (TCR)



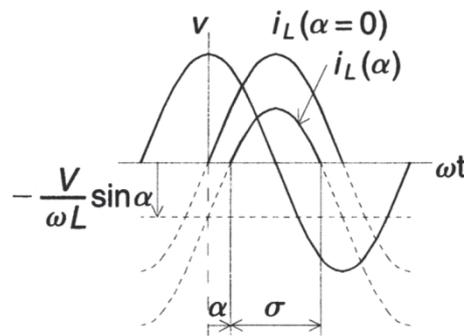
Fonte: MATHUR; VARMA, (2002).

Os pares de tiristores funcionam como uma chave bidirecional controlando a corrente alternada que passa pelo indutor. O tiristor 1 (T_1) conduz no semiciclo positivo e o tiristor 2 (T_2) no semiciclo negativo de tensão da rede.

Os tiristores funcionam como chaves e são disparados através de um sinal aplicado ao seu terminal de gatilho. Usualmente utiliza-se o controle de disparo através do controle de fase. Neste controle, os pulsos que iniciam a condução dos tiristores devem ser aplicados ciclo a ciclo em seu terminal de gatilho, segundo um determinado ângulo de atraso em relação à referência da corrente.

O ângulo para o qual se inicia o disparo do tiristor é chamado de ângulo de disparo (α). O ângulo no qual o tiristor se encontra em condução é chamado de ângulo de condução (σ). A Figura 3.3 ilustra ambos os ângulos.

Figura 3.3: Ângulo de disparo e de condução do tiristor.



Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

A corrente do reator pode ser controlada de um valor máximo até zero, através do ângulo de disparo dos tiristores.

3.1.2 Equacionamento do Reator Controlado por Tiristores (TCR)

Para o caso ideal, onde a resistência do indutor é nula, existe uma relação entre o ângulo de disparo (α) e o ângulo de condução (σ) dada por:

$$\sigma = \pi - 2\alpha \quad (3.1)$$

Logo, se $\alpha = 0$, o indutor entra em condução contínua, ou seja, a corrente no indutor é uma senoide perfeita. Se $\alpha = \frac{\pi}{2}$, a corrente se anula, pois o ângulo de condução é zero. O ângulo de disparo dos tiristores pode variar entre 0 e $\frac{\pi}{2}$. Neste intervalo, a forma de onda da corrente que passa pelo reator é não senoidal, conseqüentemente, componentes harmônicas são injetadas no sistema.

De acordo com o circuito da Figura 3.2, seja V a tensão de pico da fonte e ωt sua frequência angular.

$$v_s = V \cdot \text{sen}(\omega t) \quad (3.2)$$

Considerando o indutor ideal (resistência nula), a corrente no TCR pode ser obtida através da aplicação da lei de Kirchhoff das malhas no circuito da Figura 3.2. Logo:

$$L \cdot \frac{di}{dt} - v_s(t) = 0 \quad (3.3)$$

Integrando a equação 3.3, tem-se que a corrente no TCR é dada por:

$$i(t) = \frac{1}{L} \cdot \int_{\alpha}^t V \cdot \text{sen}(\omega t) dt = \frac{V}{\omega L} \cdot (\cos(\alpha) - \cos(\omega t)) \quad (3.4)$$

Em valor eficaz, a equação 3.4 pode ser representada por:

$$i(t) = \sqrt{2} \cdot \frac{V_{ef}}{X_l} \cdot (\cos(\alpha) - \cos(\omega t)) \quad (3.5)$$

Através da análise da série de Fourier, pode-se obter a componente fundamental da corrente no TCR como mostra a equação 3.6:

$$I_1(\alpha) = a_1 \cdot \cos(\omega t) + b_1 \cdot \text{sen}(\omega t) \quad (3.6)$$

Tem-se que $b_1 = 0$ por causa da simetria da forma de onda, $f(x) = f(-x)$. Esta simetria ocorre devido ao disparo dos tiristores ocorrerem de forma simétrica (defasados de π radianos). Não existem harmônicas pares por consequência da simetria de meia onda, ou seja, $f\left(x + \frac{T}{2}\right) = -f(x)$ (MATHUR; VARMA, 2002).

O coeficiente a_1 da equação 3.6 é dado por:

$$a_1 = \frac{4}{T} \cdot \int_0^{\frac{T}{2}} f(x) \cdot \frac{\cos(2\pi x)}{T} dx \quad (3.7)$$

Resolvendo a equação 3.6, tem-se que a componente fundamental da corrente do *TCR* é dada por:

$$I_1(\alpha) = \frac{V}{\omega.L} \cdot \left(1 - \frac{2\alpha}{\pi} - \frac{1}{\pi} \text{sen}(2\alpha)\right) = V \cdot B_{TCR}(\alpha) \quad (3.8)$$

Reescrevendo a equação 3.8 tem-se:

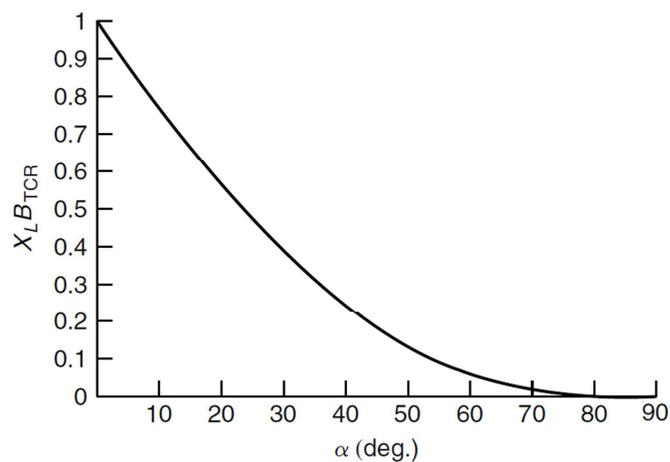
$$B_{TCR}(\alpha) = B_{max} \cdot \left(1 - \frac{2\alpha}{\pi} - \frac{1}{\pi} \text{sen}(2\alpha)\right) \quad (3.9)$$

Assim, tomando como referência o ângulo de disparo (α) sendo medido no instante em que a corrente do dispositivo cruza o zero, a equação 3.9 torna-se:

$$B_{TCR}(\alpha) = \frac{(\pi - 2\alpha - \text{sen}(2\alpha))}{\pi \cdot X_L} \quad \text{para } 0 \leq \alpha \leq \frac{\pi}{2} \quad (3.10)$$

A Figura 3.4 apresenta o gráfico da equação 3.10, onde é possível visualizar o comportamento não linear da variação de susceptância do *TCR* em função do ângulo de disparo (α) do tiristor.

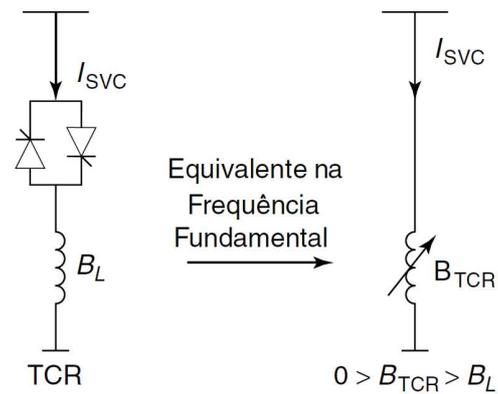
Figura 3.4: Gráfico da susceptância do TCR (em pu) em função do ângulo de disparo (α).



Fonte: MATHUR; VARMA (2002).

A equação 3.10 mostra que o *TCR* se comporta como um indutor variável, como pode ser observado na Figura 3.5, em que sua susceptância pode ser modificada de acordo com o ângulo de disparo (α) do tiristor. Conseqüentemente, pode-se controlar a quantidade de reativos absorvidos da rede pelo TCR.

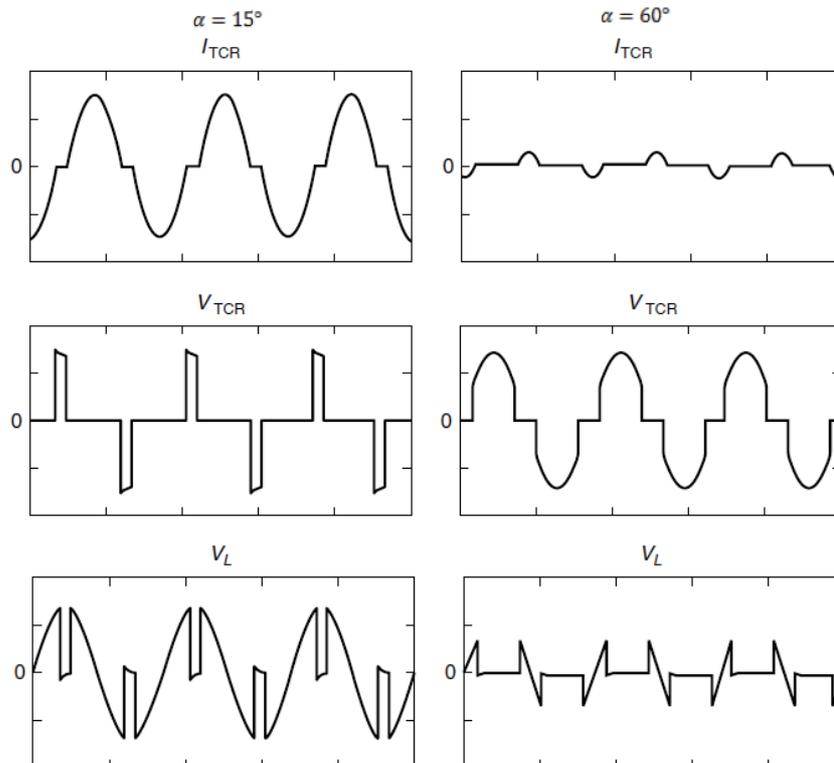
Figura 3.5: Comparação entre o TCR e um indutor com susceptância variável.



Fonte: MATHUR; VARMA (2002).

A Figura 3.6 apresenta o formato de onda da corrente do TCR, da tensão dos tiristores e da tensão no indutor em função de dois valores para ângulos de disparo (α).

Figura 3.6: Forma de onda da corrente no TCR, tensão dos tiristores e tensão no indutor para: $\alpha = 15^\circ$ e $\alpha = 60^\circ$.



Fonte: MATHUR; VARMA (2002).

Como demonstrado, o TCR é basicamente uma reatância variável onde a variação da corrente do reator é feita a partir do ângulo α de disparo, usando a corrente de linha i como referência. Considerando que no caso do TCSC o reator variável está associado em paralelo com um capacitor, tem-se uma reatância total variável do dispositivo.

Desta forma, a reatância total equivalente do TCSC é definida, de forma simplificada, pelas equações 3.11 e 3.12.

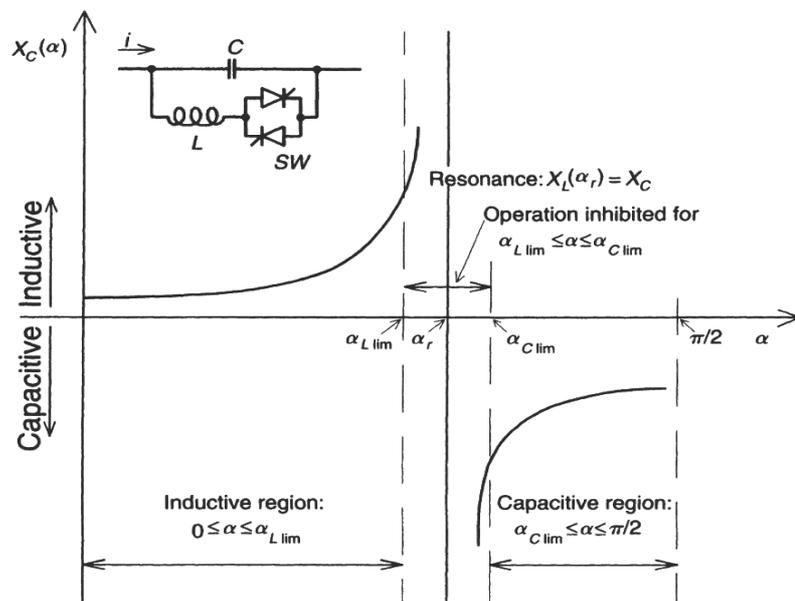
$$X_{TCSC}(\alpha) = \frac{X_L(\alpha) \cdot X_C}{X_C - X_L(\alpha)} \quad (3.11)$$

Onde:

$$X_L(\alpha) = \frac{X_L \cdot \pi}{\pi - 2\alpha - \text{sen}(2\alpha)} \quad (3.12)$$

Nas equações 3.11 e 3.12, se for considerado $\alpha = \pi/2$ tem-se a compensação mínima do equipamento, ou seja, o TCR está bloqueado e o capacitor está completamente inserido na linha. A partir da Figura 3.7, pode ser observado que o TCSC opera em duas regiões distintas: Indutiva para $0 \leq \alpha \leq \alpha_{L \text{ min}}$ ou Capacitiva para $\alpha_{C \text{ min}} \leq \alpha \leq \pi/2$. Quando o foco da aplicação do TCSC visa o controle do fluxo de potência, que é o caso deste trabalho, o equipamento trabalha na região capacitiva (MATHUR e VARMA, 2002).

Figura 3.7: Região de operação do TCSC



Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

Na Figura 3.7, são observados os modos de operação do equipamento, onde se percebe que para ângulos de disparo próximos de zero, suas variações implicam em reatâncias indutivas com valores bem próximos, ou seja, sem variações consideráveis no eixo das ordenadas. Analogamente acontece com ângulos de disparo próximos de $\pi/2$, oferecendo reatâncias capacitivas que variam muito pouco.

Através dessa característica, torna-se possível um conjunto de pares ordenados extraídos da referida curva, relacionando um valor de reatância desejado do *TCSC* para um determinado ângulo de disparo α , como visto nas equações 3.11 e 3.12. É importante salientar que, na operação do *TCSC*, um fenômeno de carregamento do capacitor, que será discutido mais a frente, acaba fazendo com que a reatância do *TCSC* não seja fielmente representada pelas equações 3.11 e 3.12 para a região indutiva de operação e a região de ressonância, isto porque este fenômeno faz com que a curva de operação do *TCSC* seja deslocada para a região indutiva (MORAES, 2016). Entretanto, como o *TCSC* irá operar apenas na região capacitiva, pois sua aplicação é como compensador série capacitivo, este comportamento não é uma preocupação.

Cabe destacar os ângulos limites de disparo, $\alpha_{L\ min}$ e $\alpha_{C\ min}$, que definem a área em que a operação do *TCSC* deve ser inibida. Esta região é considerada proibitiva, isto pelo fato de que nesta zona, mais precisamente para α_r (ângulo de ressonância), a reatância do ramo indutivo ($X_L(\alpha)$) se torna igual a reatância do ramo capacitivo. Como estes dois ramos estão associados em paralelo, essa associação gera um “circuito aberto virtual”, o que não é desejável. No projeto do *TCSC*, uma vez definido o capacitor, pode-se estabelecer o valor para o indutor onde se define o de ângulo de ressonância (α_r) e logicamente uma estrutura de controle para trabalhar fora deste valor.

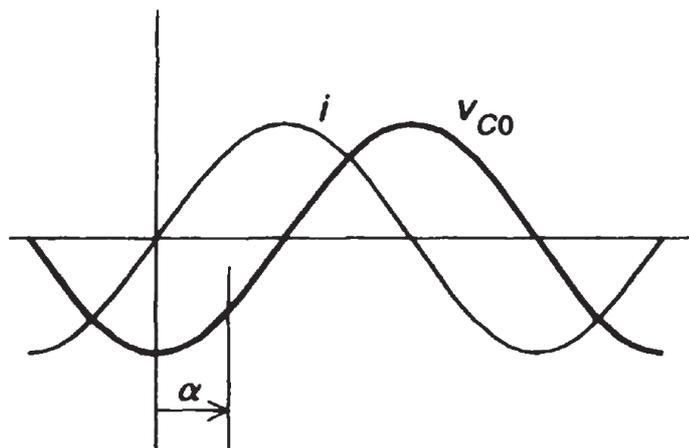
O comportamento dinâmico do *TCSC* se dá entre a interação do capacitor e o reator mediante as mudanças da tensão de operação estabelecidas pela corrente de linha. Um bom conhecimento sobre esta interação é fundamental para o entendimento da operação física e do comportamento dinâmico do *TCSC*.

3.1.3 Princípio de funcionamento do TCSC

Para a análise detalhada do funcionamento do TCSC, consideremos seu circuito básico apresentado na Figura 3.1, composto pelo capacitor, indutor e tiristores. Como proposto por HINGORANI e GYUGYI (1999), considerando que, partindo de um ponto inicial, o tiristor está aberto e que a corrente de linha i passa totalmente pelo capacitor produzindo uma tensão v_{C0} sobre o mesmo. A

Figura 3.8 apresenta a forma de onda da corrente de linha i e da tensão inicial no capacitor v_{C0} .

Figura 3.8: Formas de onda da corrente de linha e tensão do capacitor antes do disparo

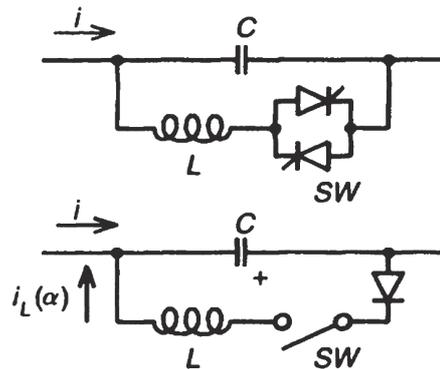


Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

Agora, suponhamos que o TCR é chaveado, fazendo o tiristor fechar, com um ângulo de disparo α medido a partir do pico negativo da tensão do capacitor, ou a partir do ponto em que a corrente de linha i cruza o zero, já que as ondas estão defasadas de $\pi/2$ radianos. Como se pode ver pela

Figura 3.8, no instante do chaveamento, a tensão no capacitor é negativa e a corrente de linha é positiva. Durante este primeiro semi-ciclo (e nos semi-ciclos similares seguintes) da operação do TCR, o tiristor poderá ser visto como uma chave ideal, fechando em α , em série com um diodo polarizado diretamente, como representado na Figura 3.9.

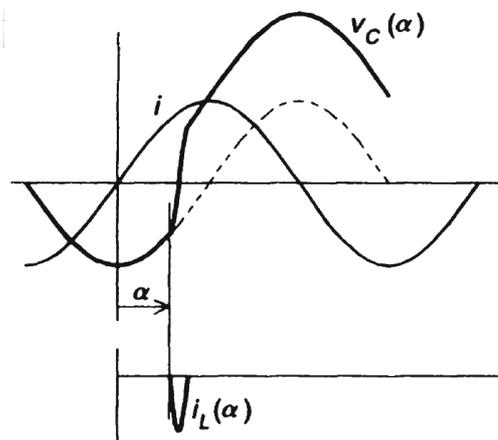
Figura 3.9: Circuito equivalente do TCSC no instante do disparo do tiristor



Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

No instante em que a chave *sw* é fechada, a corrente de linha, se comportando como uma fonte constante de corrente, carrega o capacitor. Esta carga produz um nível de tensão CC no próximo semi-ciclo positivo na tensão do capacitor como apresentado na Figura 3.10.

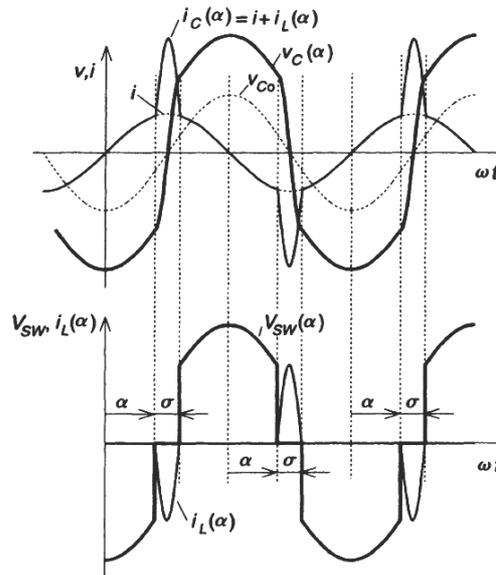
Figura 3.10: Formas de onda da corrente de linha e tensão do capacitor após o disparo do tiristor



Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

Conseqüentemente, no semi-ciclo negativo, este nível de tensão CC se inverte e se o ângulo de disparo α é mantido, uma forma de onda de tensão simétrica em relação à abscissa é produzida como apresenta a Figura 3.11, onde as formas de onda de corrente e tensão do TCSC operando na região capacitiva são mostradas.

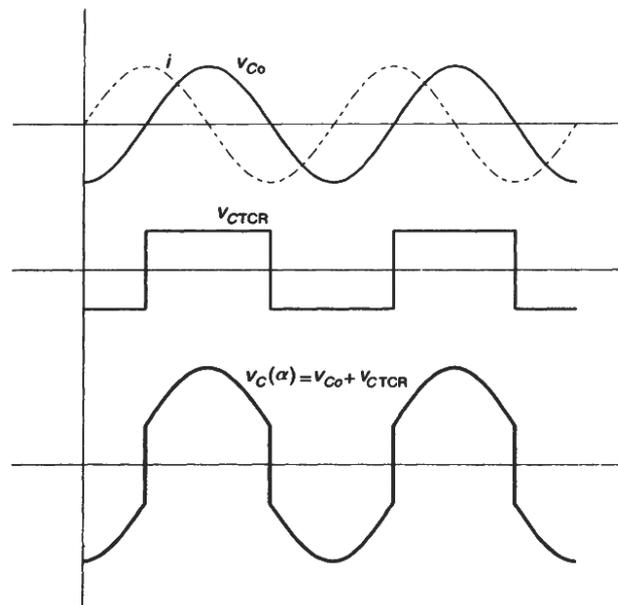
Figura 3.11: Formas de onda de corrente e tensão para a região capacitiva



Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

A inversão da tensão do capacitor é o princípio para o controle do TCSC. O tempo de duração do carregamento do capacitor é dependente primeiramente da relação X_L/X_C , mas também da magnitude da corrente de linha. Se $X_L \ll X_C$, o aumento de tensão no capacitor é quase instantâneo e uma onda quadrada de tensão através do capacitor é somada a onda de tensão senoidal produzida pela corrente de linha. Assim, como ilustrado na Figura 3.12, a compensação de tensão através do capacitor série compreende uma componente controlada e outra não controlada. A componente não controlada é v_{Co} , uma onda senoidal cuja amplitude é diretamente proporcional à amplitude da corrente de linha, e a componente controlada é v_{CTCR} , basicamente uma onda de tensão quadrada cuja magnitude é controlada através da carga no capacitor pelos tiristores. Para um valor finito, mas relativamente pequeno, de X_L , o tempo de duração da inversão de carga não é instantânea, mas pode ser bem definida pela frequência de ressonância natural, $f = 1/2 \pi\sqrt{LC}$, do circuito do TCSC, desde que o tempo de condução do TCR seja aproximadamente meio período desta frequência: $T/2 = \pi\sqrt{LC}$. Porém, como X_L aumenta em relação X_C , o período de condução do TCR aumenta e o cruzamento da tensão do capacitor pelo zero se torna cada vez mais dependente da corrente de linha. (HINGORANI e GYUGYI, 1999).

Figura 3.12: Composição da forma de onda do TCSC

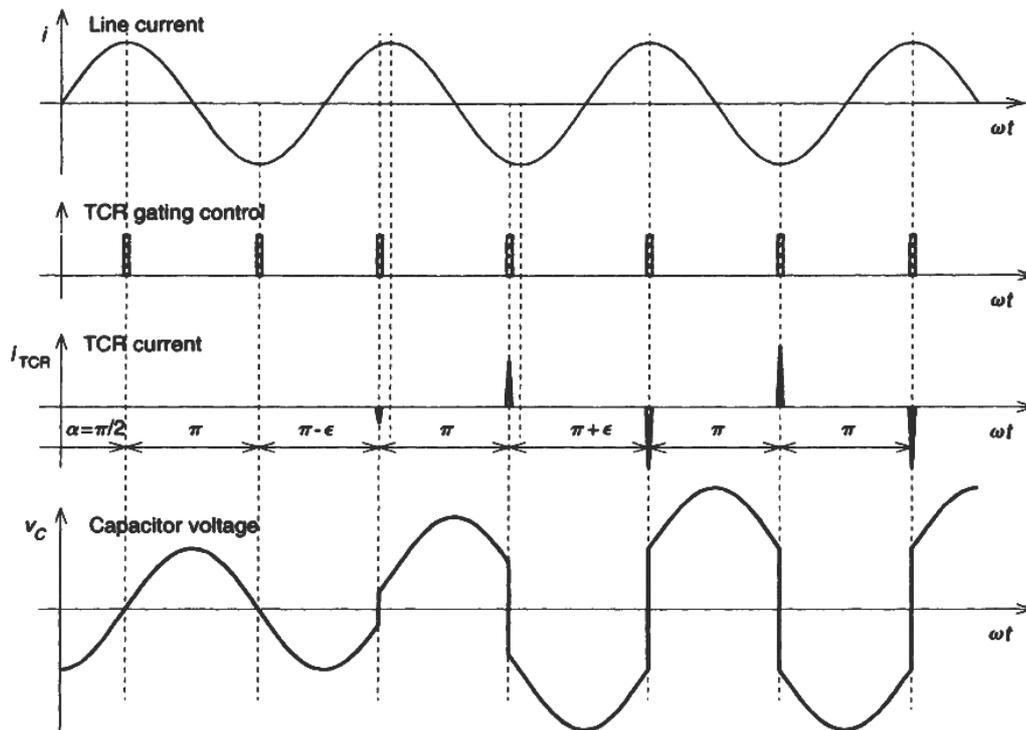


Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

É importante salientar que a impedância do reator *TCR* não exerce alteração significativa na operação física do *TCSC*, desde que seja suficiente pequena em relação à impedância do capacitor a fim de facilitar o controle do *TCSC*. Porém, o projeto do reator para um compensador real requer considerações cuidadosas para conciliar exigências que necessitam de uma análise minuciosa. Por um lado, um valor pequeno para X_L é vantajoso, pois permite uma carga inversa no capacitor bem definida e um controle da tensão compensada no mesmo. Por outro lado, uma reatância X_L pequena aumenta o valor dos harmônicos de corrente gerada pelo *TCR* e que circula através do capacitor série, e assim também um aumento dos harmônicos da tensão do capacitor injetado na linha. Este fenômeno pode diminuir o valor real do ângulo de disparo dos tiristores tornando o controle em malha fechada mais difícil. Finalmente, valores pequenos de X_L produzem pulsos de corrente de curta duração nos tiristores com valores maiores, necessitando de um aumento na corrente nominal dos dispositivos e, conseqüentemente, também tensões mais elevadas. Atualmente, na fase de projeto, utiliza-se a relação X_L/X_C igual a 0,133. Geralmente esta relação está entre 0,1 a 0,3, dependendo da aplicação requerida e das restrições. Este valor é determinado para que a frequência de ressonância não seja igual ou próxima a duas ou três vezes a frequência fundamental. (HINGORANI e GYUGYI, 1999). Tal restrição está ligada a resposta em frequência do sistema de controle, o que na sua elaboração é de grande importância saber esta resposta.

A Figura 3.13 apresenta o mecanismo de controle do nível de tensão CC proveniente da carga inversa no capacitor com o aumento da tensão do mesmo. Aqui é ilustrado um caso teoricamente ideal de tensão inversa instantânea assumindo um valor muito pequeno para X_L .

Figura 3.13: Aumento da tensão do capacitor pelo avanço da inversão de tensão



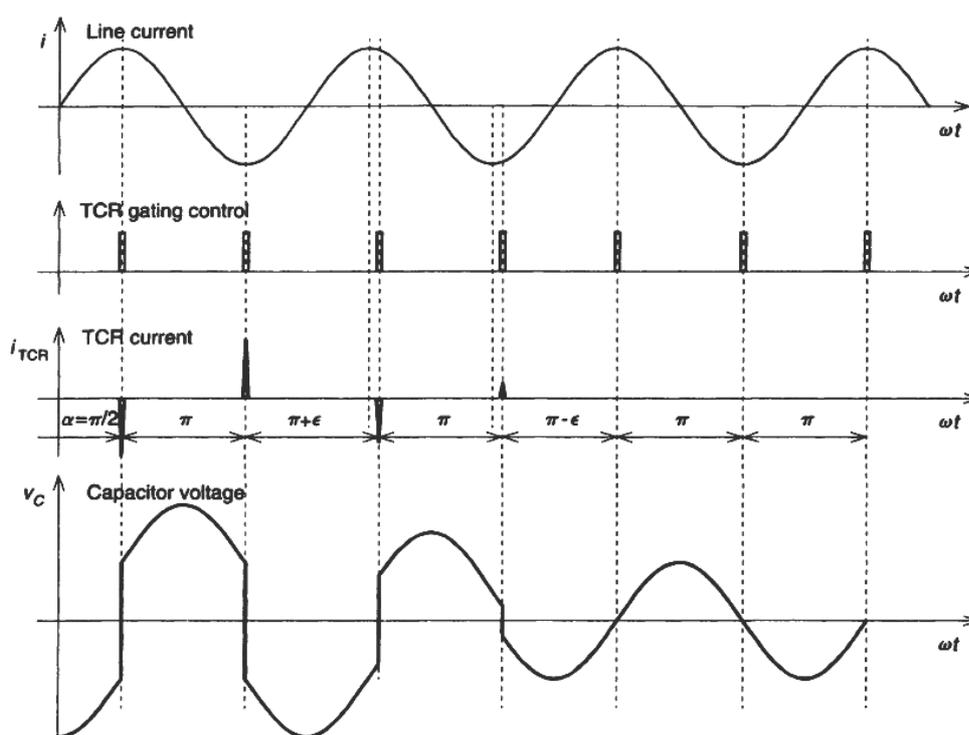
Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

Na Figura 3.13, os tiristores são inicialmente disparados com um ângulo de $\pi/2$, enquanto a corrente do indutor é zero e a tensão no capacitor é inteiramente mantida pela corrente de linha. Para produzir um nível de tensão CC, o chaveamento dos tiristores é efetuado no segundo ciclo, porém agora ele terá um avanço de um pequeno ângulo ε , ou seja, o segundo semi-período de disparo é reduzido de π , para $\pi - \varepsilon$. Isto produz um avanço de fase na tensão do capacitor com a respectiva corrente de linha e, como resultado, o capacitor absorve energia da linha, carregando e elevando seu nível de tensão.

Se esse avanço de fase é mantido, a cada semi-ciclo, o capacitor continuará carregando e a tensão sobre o mesmo aumentando até um limite teórico, como ilustra a Figura 3.13. Porém, se o ângulo adicional ε é anulado, quando um nível de tensão CC no capacitor é alcançado, então a tensão no capacitor com a magnitude desejada pode ser mantida com o chaveamento em $\alpha = \pi/2$, como apresentado pela Figura 3.13. (HINGORANI e GYUGYI, 1999).

Na Figura 3.14, o processo oposto é apresentado, ou seja, a magnitude da tensão no capacitor é reduzida por um retardo ϵ no ângulo de disparo e, quando esta alcança o valor desejado, pode ser mantida com o chaveamento em $\alpha = \pi/2$.

Figura 3.14: Redução da tensão do capacitor pelo atraso da inversão de tensão



Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

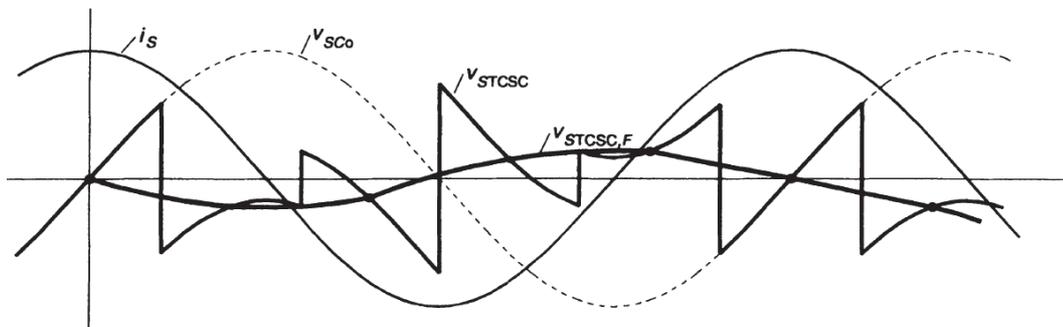
Como visto, o objetivo principal de promover um controle contínuo da compensação serie capacitiva pode ser alcançado com esta estrutura do TCSC. Desta forma, a impedância efetiva do TCSC pode ser aumentada com um avanço no ângulo de disparo do TCSC.

3.2 Características Subsíncronas do TCSC

Como discutido anteriormente, o chaveamento dos tiristores pode aumentar a impedância capacitiva do TCSC através da tensão reversa do capacitor em regiões próximas ao fim de meio de ciclo da onda de tensão no capacitor. Assim, é de se esperar que esta inversão de carga para frequência síncrona irá interferir com a resposta normal do capacitor para uma corrente de excitação subsíncrona de forma a dificultar ou impedir o surgimento da oscilação subsíncrona.

A Figura 3.15 apresenta a forma de onda da tensão no capacitor do TCSC com uma corrente de excitação de linha de 24 Hz. Com o TCSC operando na região capacitiva e um chaveamento dos tiristores na frequência de 60 Hz, ocorrerá uma carga reversa do capacitor em um semi-ciclo de 60 Hz. A Figura 3.15 apresenta as formas de onda da corrente subsíncrona na linha, i_s , a tensão que seria originada sobre o capacitor sem o TCR executar o carregamento reverso, v_{sco} , a tensão real sobre o capacitor, v_{STCSC} , e sua componente fundamental, $v_{STCSC,F}$, obtida com o carregamento periódico do capacitor na presença do TCR.

Figura 3.15: Tensão no capacitor do TCSC para corrente subsíncrona de 24 Hz



Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

Através da Figura 3.15 pode-se observar que a componente fundamental (em 24 Hz) da tensão produzida sobre o capacitor série está adiantada aproximadamente 90° da corrente da linha. Em outras palavras, o capacitor série com o TCSC apresenta uma impedância característica indutiva em frequências subsíncronas. Assim, o TCR atua de forma a fazer com que o TCSC, mesmo operando em uma região capacitiva, se comporte como uma reatância indutiva para frequências subsíncronas.

A validação geral desta observação não foi provada de forma rigorosa e as relações aplicáveis para a impedância em relação característica de frequência do TCSC, em termos dos parâmetros do sistema não estão disponíveis sob a forma de expressões matemáticas. Entretanto, diversos estudos, simulações computacionais e testes em circuitos protótipos indicam que o TCSC se mantém imune às oscilações subsíncronas (HINGORANI e GYUGYI, 1999).

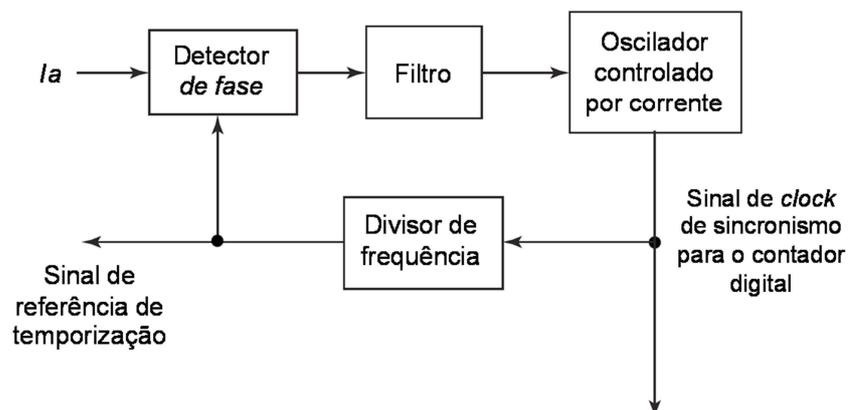
3.3 O Circuito de sincronismo e disparo

Quando se deseja que o disparo dos tiristores seja feito de forma precisa, é necessário que o sinal de disparo esteja sincronizado com as grandezas elétricas da rede, neste caso a corrente de linha é tomada como referência. A fim de não comprometer severamente a efetividade do TCSC, o sistema de sincronização deve possuir os seguintes atributos:

- Insensibilidade às distorções na tensão e corrente de alimentação;
- Geração mínima de harmônicos intrínsecos;
- Operação sem restrições durante falhas graves do sistema;
- Rastreamento preciso de frequência do sistema e ângulo de fase;
- Rápida capacidade ressincronizante no reaparecimento da tensão do sistema após a eliminação da falha.

Uma das maneiras muito utilizadas em equipamentos baseados em eletrônica de potência é a sincronização por meio de circuitos *Phase Locked Loop (PLL)*. Os circuitos de sincronismo detectam de forma contínua a frequência de grandezas alternadas do sistema. Diversos tipos de *PLL* são atualmente empregados. Um esquema de *PLL* pode ser observado na Figura 3.16. Este esquema possui um detector de fase que estima a fase da onda de entrada, neste caso a corrente I_a . Posteriormente este sinal passa por um filtro, para compensar as possíveis variações de frequência do sistema. Em seguida o sinal passa por um oscilador que gera pulsos sincronizados com o sinal de entrada, passando por fim por um divisor de frequência que determina o sinal de referência temporizado (MATHUR e VARMA, 2002).

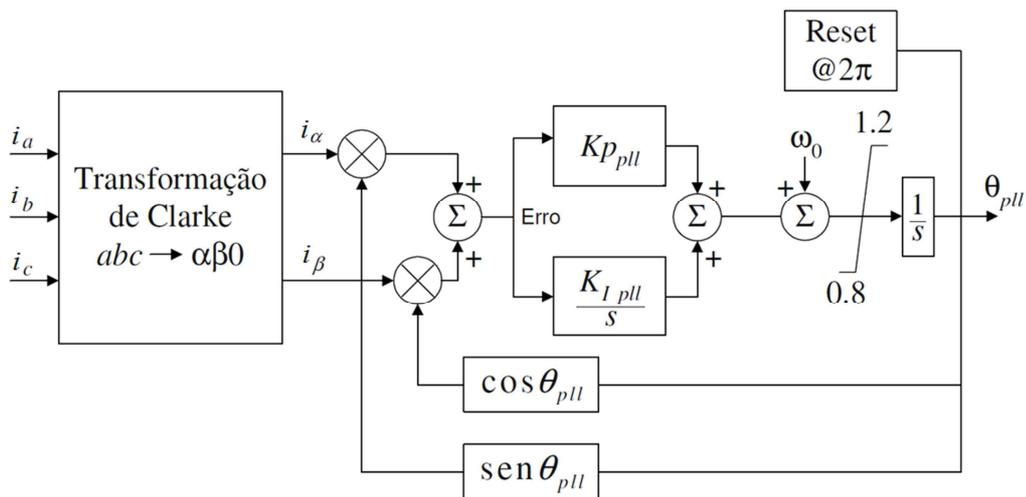
Figura 3.16: Esquema do *PLL*



O PLL não fornece apenas um sinal no instante de passagem da corrente pelo zero, mas também gera os sinais de temporização necessários que são de bloqueio de fase da frequência fundamental para os contadores digitais que contam o ângulo de disparo.

Outra técnica de sincronização emprega a geração de rampas de referência de ângulo, com o qual os ângulos de disparo são sincronizados com mostrado na Figura 3.17. Este sistema é mais comumente empregado. Neste caso, a partir do valor instantâneo de corrente, determina-se a sua frequência e fase e é gerada uma rampa que está sincronizada com a corrente de entrada. Essa rampa gerada é comparada com o sinal de referência para gerar os sinais de disparo dos tiristores.

Figura 3.17: Diagrama de blocos do PLL

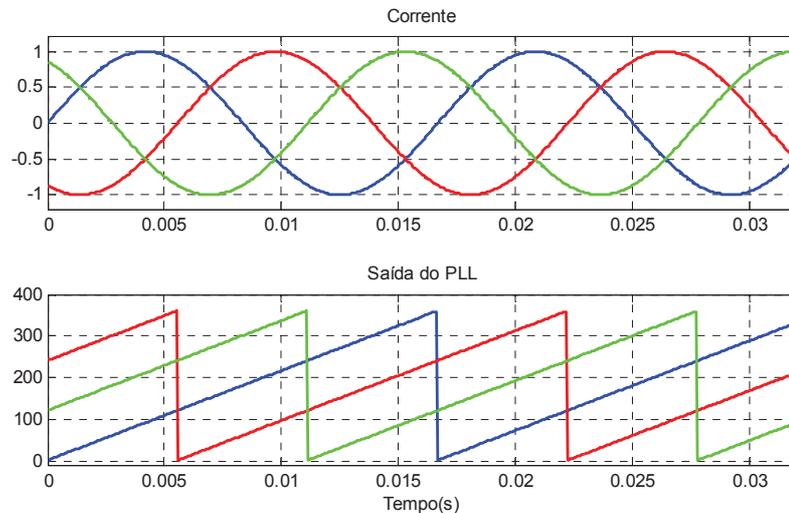


Fonte: Jusan (2007).

A Figura 3.18 apresenta, para o sistema trifásico, as ondas de entrada e saída do PLL. Pode-se observar que, para cada sinal de corrente, tem-se uma rampa que está em fase com sua respectiva onda de entrada.

Este sistema de sincronismo é muito usual, e é o sistema que foi empregado nas simulações deste trabalho.

Figura 3.18: Sinais de entrada e saída do PLL



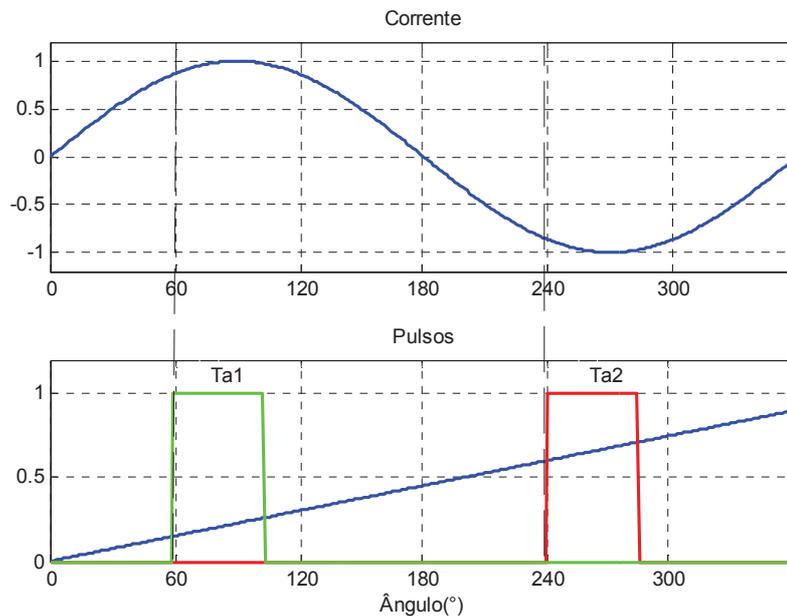
Fonte: Próprio autor.

Este esquema é bem eficaz, mas não atende ao critério durante as falhas e distúrbios do sistema quando as tensões sofrem variações significativas e distorções. Este problema pode, no entanto, ser contornado através do recurso de técnicas de balanceamento para equalizar o disparo de ângulos nas três fases e equalizar o lado positivo e negativo de pulsos de corrente. No entanto, para fins análise no funcionamento do *TCSC*, este problema não se mostra como um impasse.

Para a obtenção dos sinais de disparo dos tiristores, compararam-se as rampas geradas pelos circuitos de sincronismo com a ordem do ângulo de disparo correspondente a reatância do *TCSC*. A metodologia para determinação dos valores de ângulo de disparo α depende do propósito da aplicação do *TCSC* e conseqüentemente do mecanismo de controle. Um destes mecanismos, que será apresentado mais adiante, baseia-se na curva de reatância do *TCSC*, conforme Figura 3.7. Desta forma, deve-se determinar uma curva que torne possível a obtenção de α a partir da ordem de reatância imposta pela estratégia de controle.

A estratégia de obtenção dos sinais de disparo para as chaves é apresentada na Figura 3.19. Observa-se que a comparação feita entre a rampa sincronizada proveniente do circuito de sincronismo (*PLL*) e o sinal associado ao ângulo de disparo desejado produz pulsos adequados ao chaveamento dos tiristores.

Figura 3.19: Lógica de disparo dos tiristores



Fonte: Próprio autor.

O tempo de disparo $Ta1$ do primeiro tiristor é definido entre α e 180° . Já o tempo de disparo $Ta2$ do segundo tiristor é definido entre $\alpha+180^\circ$ e 360° . Enquanto $Ta1$ é responsável pelo chaveamento do tiristor no semi-ciclo positivo da corrente da linha, $Ta2$ chavea o tiristor no semi-ciclo negativo.

Na Figura 3.19, enquanto o sinal da rampa proveniente do *PLL* for inferior ao sinal de referência do ângulo de disparo α , o sinal de pulso tem valor zero. A partir do momento em que o sinal do *PLL* for maior que o sinal de disparo, o pulso tem valor 1. O mesmo ocorre para o segundo sinal do tiristor defasado 180° do sinal do primeiro pulso. O período de condução pode ser definido em um valor mínimo onde o tiristor começa a conduzir e pode se estender até 180° .

3.4 Estruturas básicas de controle do TCSC

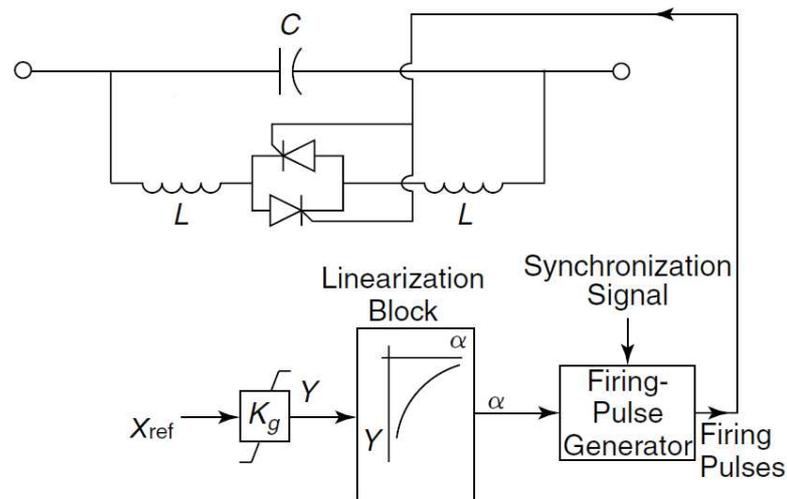
Como citado anteriormente, a estrutura de controle do TCSC irá depender de sua finalidade de aplicação. A literatura aborda basicamente três estruturas:

- Controle de reatância em malha aberta;
- Corrente constante;

- Potência constante.

O Controle de reatância em malha aberta é o tipo de controle mais básico existente, utilizado inicialmente para controle do fluxo de potência. Esta estrutura pode ser observada na Figura 3.20. O nível de compensação série ou potência da linha desejado em regime permanente é expressa na forma da referência de reatância X_{ref} aplicada no controle. Esta referência é então linearizada através de um bloco de linearização e convertida no ângulo de disparo α através de uma função que representa a curva característica do TCSC, de acordo com a Figura 3.7. Uma vez calculado o ângulo de disparo, este é comparado com o sinal de sincronismo do PLL, gerando os disparos dos tiristores. Este controle não possui uma malha de realimentação, assim, a resposta de controle é obtida através das características do TCSC (MATHUR e VARMA, 2002).

Figura 3.20: Controle de reatância em malha aberta

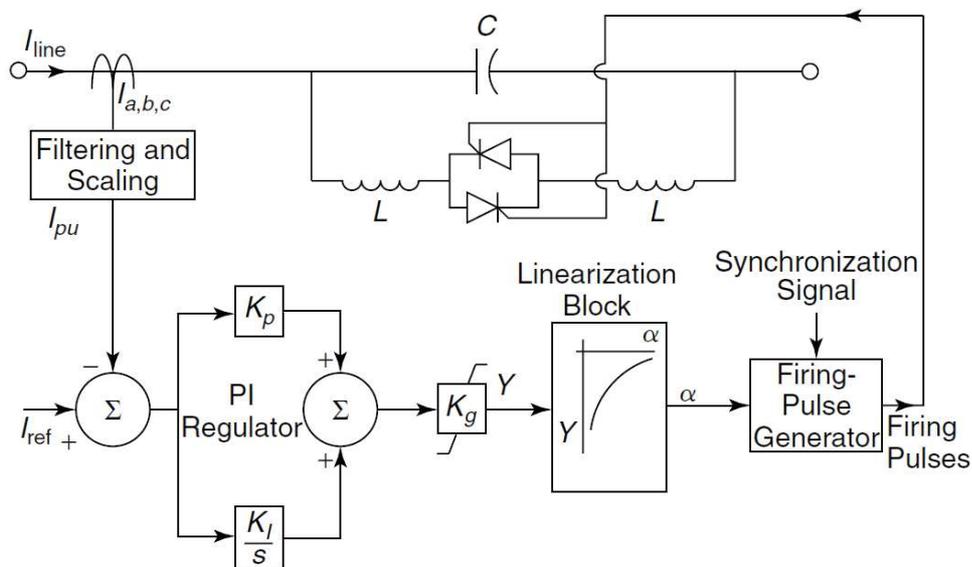


Fonte: MATHUR e VARMA, (2002).

No controle de corrente constante, a magnitude da corrente de linha realimenta o sistema de controle que busca mantê-la em um nível desejado, de acordo com um sinal de referência. Esta estrutura de controle pode ser observada através da Figura 3.21. A corrente na linha é medida através de transformadores de corrente (TC) e filtrada pra produzir a componente fundamental utilizada para sincronização. Este sinal é então retificado e novamente filtrado, resultando na corrente I_{pu} . Esta corrente é comparada com um valor de referência, I_{ref} , e o sinal de erro é aplicado ao regulador de corrente, que geralmente é um Proporcional-integral (PI), cuja função é manter a corrente através do dispositivo constante. O sinal do controlador

PI passa por um bloco de ganho que fornece um valor de reatância que é convertido em um ângulo de disparo α . A partir daí a metodologia é idêntica ao do sistema de controle de reatância, discutido anteriormente.

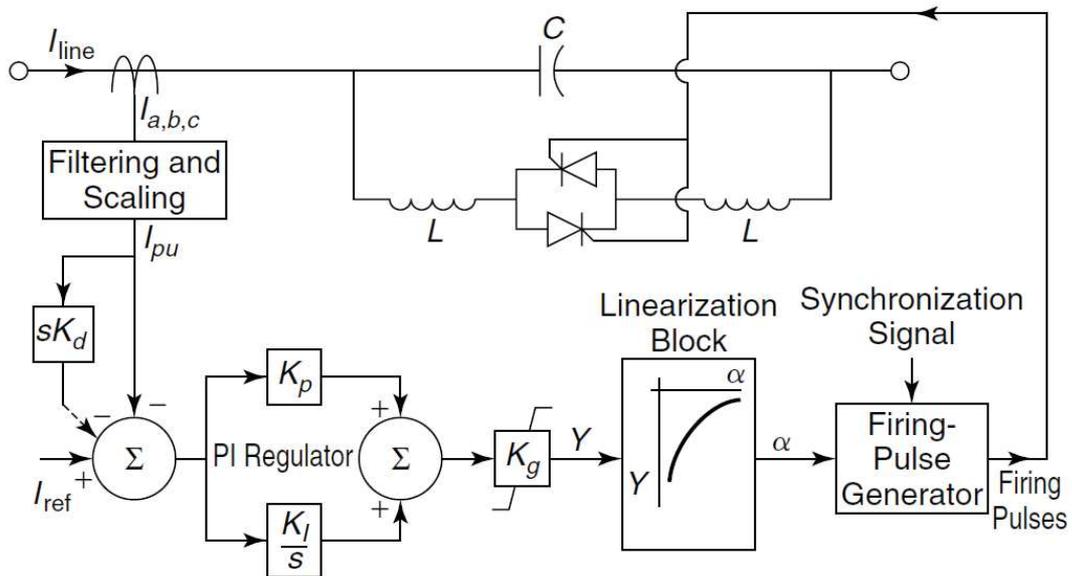
Figura 3.21: Controle por corrente constante



Fonte: MATHUR e VARMA, (2002).

Como discutido anteriormente, o TCSC possui uma capacidade intrínseca de imunidade à RSS. Entretanto, a fim de melhorar tal capacidade, uma metodologia derivada do controle de corrente constante, explanado acima, é proposta de acordo com a Figura 3.22. Neste caso, o controle não visa apenas atender ao valor de referência de corrente, mas também eliminar a oscilação da mesma, resultante da RSS (MATHUR e VARMA, 2002).

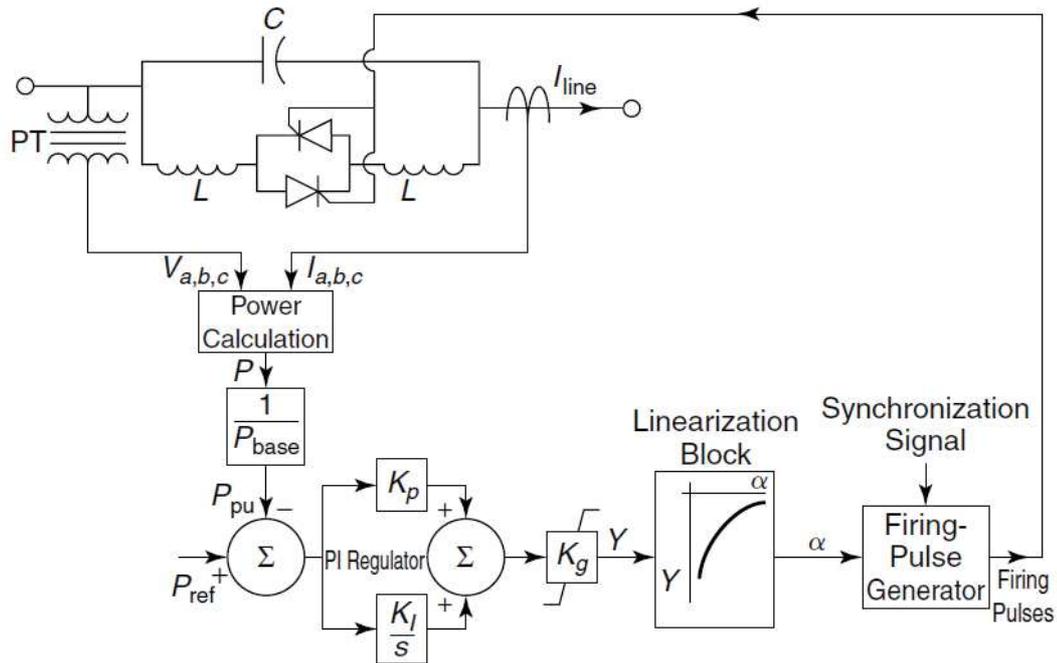
Figura 3.22: Controle por corrente constante para mitigação de RSS



Fonte: MATHUR e VARMA, (2002).

Por fim, o controle de potência constante, de forma semelhante ao controle por corrente, busca manter o fluxo de potência que atravessa o TCSC de forma constante, como o próprio nome sugere, através de uma realimentação de potência que é comparada com um valor de referência. Esta estrutura de controle é apresentada na Figura 3.23. A potência que flui através do TCSC é calculada com base nas medidas locais de tensão e corrente. O sinal de potência calculado é convertido em valor pu , filtrado e comparado com o valor de referência, gerando o sinal de erro. Este sinal alimenta um controlador PI . A partir da saída do controlador a metodologia é a mesma dos sistemas de controle anteriores até o disparo dos tiristores (MATHUR e VARMA, 2002).

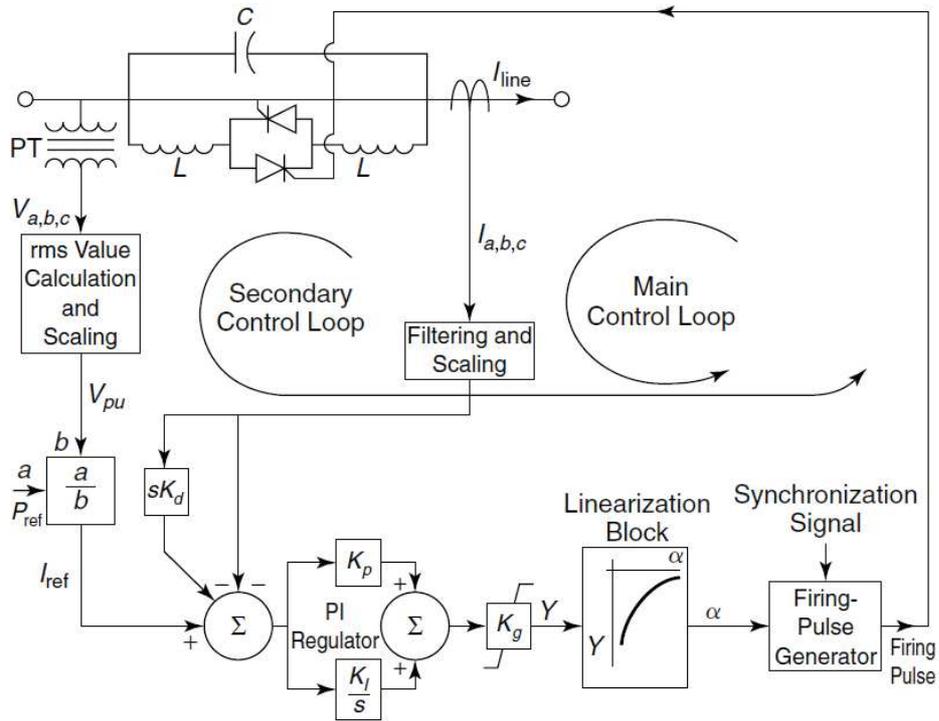
Figura 3.23: Controle por potência constante



Fonte: MATHUR e VARMA, (2002).

O TCSC com controle de potência é aplicado também para o amortecimento de oscilações subsíncronas, se mostrando muito eficiente. Entretanto, sua resposta é relativamente lenta para esta finalidade de controle. Assim, com o objetivo de aumentar o desempenho do TCSC e aumentar sua velocidade de resposta à supressão de oscilações subsíncronas, outra estrutura de controle é apresentada, de acordo com a Figura 3.24. Este controle utiliza duas malhas. A primeira malha calcula a corrente de referência a partir da potência de referência e da tensão do TCSC, filtrada, e compara esta corrente com a corrente medida do TCSC. Esta malha de controle é mais lenta e busca manter o fluxo de potência constante. A segunda malha de controle, mais rápida que a primeira, utiliza a realimentação de corrente para fazer o amortecimento das oscilações subsíncronas. Os trabalhos de pesquisas relacionados ao estudo de mitigação RSS consideram que esta estratégia de controle é a mais eficaz dentre as citadas acima (MATHUR e VARMA, 2002).

Figura 3.24: Controle por potência constante para mitigação de RSS



Fonte: MATHUR e VARMA, (2002).

Existem outras metodologias de controle do TCSC a fim de amortecer oscilações subsíncronas no sistema de potência. Algumas técnicas utilizam uma modulação ativa da reatância do TCSC de forma a reduzir as oscilações subsíncronas, mantendo esta modulação com a fase controlada para se obter o máximo efeito de supressão das correntes subsíncronas. Neste caso o sistema de controle deve possuir um bloco que faz a correção do ângulo de disparo com base do momento em que a tensão do capacitor cruza o zero, garantido o controle da amplificação de tensão no capacitor e a defasagem de 90° com a corrente de linha.

3.5 Estratégia NGH – SSR

Como discutido na seção anterior, existem várias metodologias de controle do TCSC com o intuito de reduzir oscilações subsíncronas, levando em consideração a forma como as variáveis são processadas e o propósito final do controle. Nestes casos, o efeito de amortecimento de oscilações subsíncronas é encarado como uma função suplementar do TCSC, visto que seu objetivo principal é o controle fluxo de corrente, potência ou limitação de corrente de curto em caso de faltas. Entretanto, existem aplicações dedicadas do TCSC para

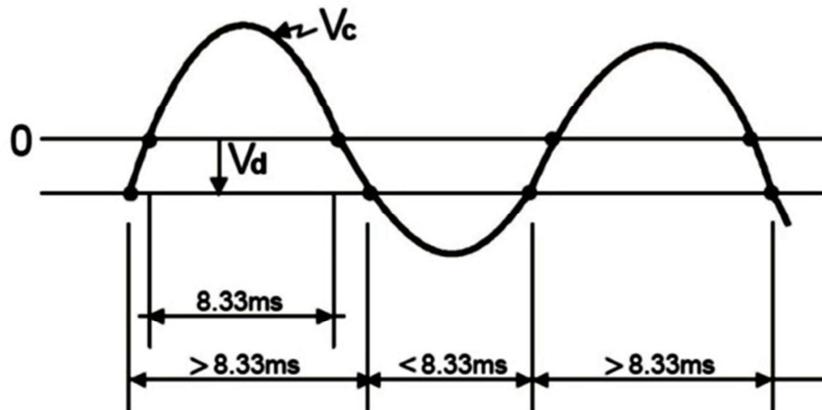
amortecimento de oscilações de potência, como por exemplo, o sistema Imperatriz/Serra da Mesa, que faz a interligação Norte/Sul do *SIN* (Sistema Interligado Nacional).

Outra estratégia de controle empregada com o objetivo principal do amortecimento de oscilações subsíncronas muito robusta e eficaz, principalmente na redução de torques transitórios e na supressão de interações torcionais, consiste na demodulação em 60 Hz do *TCSC*, também conhecida como esquema *NGH-SSR* (*Narain G. Hingorani Subsynchronous Resonance*), a qual possui as seguintes vantagens (HINGORANI e GYUGYI, 1999):

- Utilização de apenas variáveis locais para seu controle, não necessitando assim de variáveis remotas, tais como torque e velocidade do gerador síncrono;
- Supressão da tensão DC offset no capacitor série, provocada durante faltas, eliminação de faltas, religamento e outros distúrbios que afetam a amplificação de torques elétricos;
- Proteção do capacitor série contra sobretensão.

O esquema *NGH-SSR*, pode ser tratado como um equipamento, precursor do *TCSC*. Proposto por Narain G. Hingorani em 1981, a metodologia *NGH-SSR* baseia-se na análise da tensão sobre o capacitor do *TCSC*. O princípio básico do controle *NGH-SSR* consiste em forçar a tensão no capacitor série a zero no fim de cada semi-ciclo, se ele exceder o semi-ciclo da componente associada a componente fundamental síncrona do sistema. Na configuração deste dispositivo, um pequeno resistor pode ser inserido em série com o indutor do *TCR*, a fim de limitar os efeitos di/dt do indutor e dissipar a energia do capacitor. A teoria por trás do controle *NGH-SSR* é bem simples. Quando uma tensão puramente senoidal de 60 Hz é combinada com uma tensão contínua, alguns semi-ciclos são maiores que o semi-ciclo de 60Hz (8,33 ms) e outros são menores que 8,33ms, conforme apresentado na Figura 3.25.

Figura 3.25: Tensão senoidal de 60Hz combinada com uma tensão contínua.

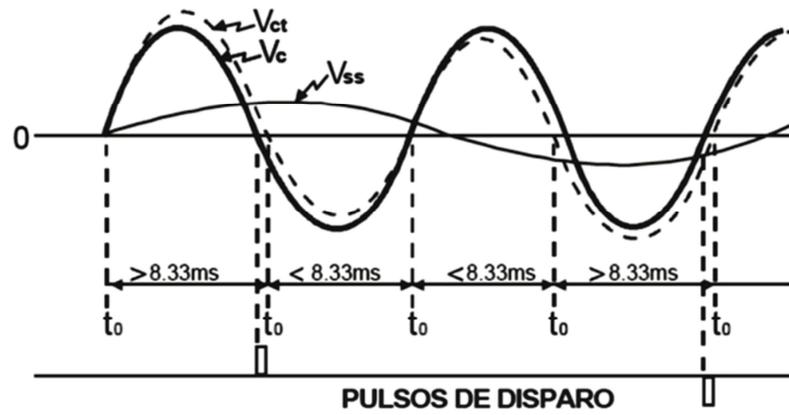


Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

Da mesma forma, quando uma tensão senoidal de 60 Hz é combinada com uma tensão senoidal com frequência inferior a 60 Hz, isto é, subsíncrona, haverá semi-ciclos maiores e menores que 8,33 ms, como observado na Figura 3.26. Esse fenômeno de tensão no capacitor combinada com tensão contínua ou tensão subsíncrona é resultado de uma interação entre a indutância do sistema e o capacitor, provocado por uma perturbação. Tal interação também pode ser observada no sistema mecânico turbina-gerador provocando interações torcionais e amplificação de torque oscilatório no sistema, característica do fenômeno de *RSS*. Se não há perturbação no sistema, a tensão no capacitor será puramente senoidal com 60 Hz, possuindo sempre semi-ciclo de 8,33 ms. Assim, o disparo do *TCSC* ocorre em 8,33 ms forçando que a tensão no capacitor tenha uma frequência de 60 Hz. Quando a tensão no capacitor cruza o zero, o disparo dos tiristores ocorrerá após 8,33 ms, reduzindo a tensão V_C caso se estenda por mais de 8,33 ms. Desta forma o *TCSC* estará funcionando como um demodulador em 60 Hz.

Esta dinâmica de demodulação induz uma reação do sistema mecânico, reduzindo a interação entre este e o sistema elétrico, havendo uma supressão dos efeitos de interação torcional e amplificação de torque causada por distúrbios no sistema. Esta estratégia é simples e consegue suprimir qualquer frequência subsíncrona no sistema (HINGORANI e GYUGYI, 1999).

Figura 3.26: Tensão senoidal de 60 Hz combinada com uma tensão subsíncrona



Fonte: HINGORANI e GYUGYI, (1999).

Capítulo 4: Estudo de caso

Neste capítulo é realizada uma análise de *RSS* em um sistema típico proposto pelo *IEEE* na qual descreve um sistema térmico de geração. Algumas das principais técnicas de análise de *RSS* apresentadas no capítulo 2 são aplicadas neste sistema através do software *PacDyn*, desenvolvido pelo *CEPEL* para estudos de *RSS*. Também é utilizado software de simulação de transitórios eletromagnéticos *PSCAD/ EMTDC*, para verificar os efeitos da *RSS* no domínio do tempo.

4.1 Análise do Modelo *IEEE First Benchmark*

Com alguns incidentes ocorridos na década de 70, como o de Mohave descrito no início deste trabalho, vários estudos foram realizados para analisar os efeitos da *RSS* no sistema de potência e buscar medidas preventivas para a redução destes efeitos. O resultado de um desses estudos foi um modelo proposto pelo *IEEE Working Group on Subsynchronous Resonance* denominado *First Benchmark Model for SSR Analysis* extensamente utilizado pelo setor de sistema de energia em estudos de oscilações subsíncronas (*IEEE Subsynchronous Resonance Working Group, 1977*). A Figura 4.1 apresenta o sistema proposto, que se baseia no sistema de transmissão de Navajo e consiste em um gerador síncrono conectado a um barramento infinito por meio de um transformador e de uma linha de transmissão à qual possui uma compensação série capacitiva. As bases adotadas no sistema são de 892,4 MVA e 500 kV. A Tabela 4.1 apresenta os parâmetros do gerador.

Figura 4.1: Sistema IEEE First Benchmark para análise de *RSS*

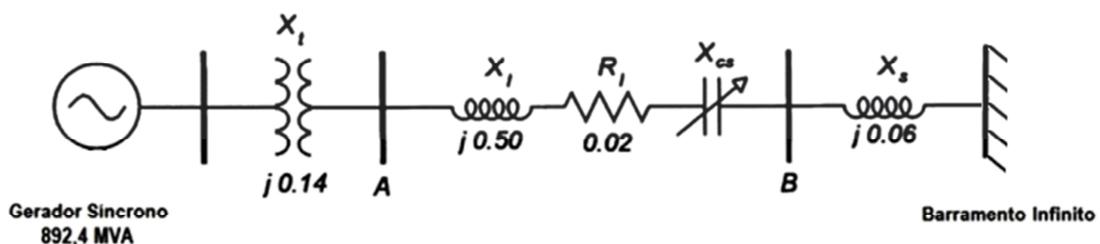


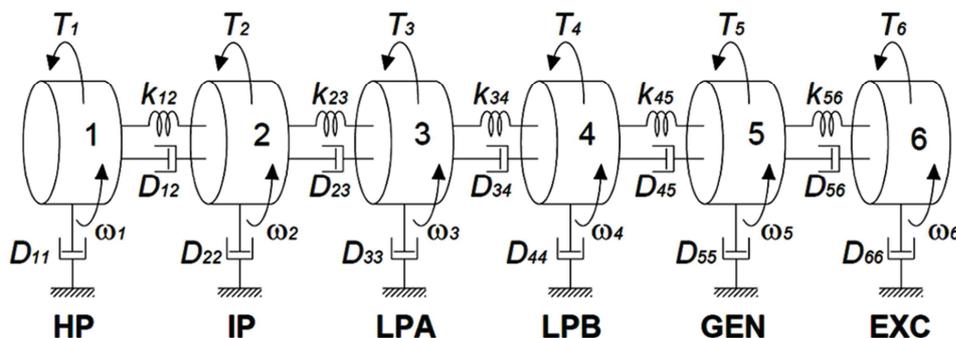
Tabela 4.1: Parâmetros do gerador do *IEEE First Benchmark Model*

Parâmetro		Valor	Unidade
Potência nominal	P_n	892,4	MVA
Tensão nominal	V_n	15	kV
Resistência de armadura	R	0	pu
Reatância de dispersão	X_L	0,13	pu
Reatância síncrona de eixo direto	X_d	1,79	pu
Reatância síncrona de eixo em quadratura	X_q	1,71	pu
Reatância transitória de eixo direto	X'_d	0,169	pu
Reatância transitória de eixo em quadratura	X'_q	0,228	pu
Reatância subtransitória de eixo direto	X''_d	0,135	pu
Reatância subtransitória de eixo em quadratura	X''_q	0,2	pu
Constante de tempo transitória de eixo direto	T'_{d0}	4,3	s
Constante de tempo transitória de eixo em quadratura	T'_{q0}	0,85	s
Constante de tempo subtransitória de eixo direto	T''_{d0}	0,032	s
Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura	T''_{q0}	0,05	s

Fonte: IEEE (1999).

O transformador empregado neste sistema possui uma relação de transformação de 15/500 kV, com uma reatância de sequência positiva, X_t , de 0,14 pu. A linha de transmissão é representada em parâmetros concentrados através de um ramo RL com $R_l = 0,02$ pu e $X_l = 0,5$ pu. A linha de transmissão é ligada ao barramento infinito de 500 kV por uma reatância $X_s = 0,06$ pu. A compensação série da linha é representada por um capacitor de reatância X_{CS} . O sistema mecânico motriz do gerador síncrono é um sistema térmico (a vapor) composto por uma turbina de alta pressão (*HP*), uma turbina de média pressão (*IP*) e duas turbinas de baixa pressão (*LPA* e *LPB*). A Figura 4.2 representa o sistema mecânico como seis massas rotativas, sendo os quatro estágios de uma turbina a vapor e o conjunto excitador-gerador da máquina síncrona. A massa do gerador é denotada por *GEN* e a massa da excitatriz do rotor é representada por *EXC* (IEEE Subsynchronous Resonance Working Group, 1977).

Figura 4.2: Representação a parâmetros concentrados do eixo do turbogerador



Fonte: Jusan (2007).

As Tabela 4.2 e Tabela 4.3 apresentam as constantes de inércia das composições do sistema mecânico e das elasticidades dos eixos, respectivamente, que são obtidas a partir de suas características construtivas.

Tabela 4.2: Constantes de inércia das massas do turbogerador

Seção		Inércia H [s]
1	HP	0,092897
2	IP	0,155589
3	LPA	0,858670
4	LPB	0,884215
5	GEN	0,868495
6	EXC	0,0342165

Fonte: Jusan (2007).

Tabela 4.3: Constantes de elasticidade das massas do turbogerador

Eixo	Elasticidade K [pu Torque/rad]
HP-IP	19,303
IP-LPA	34,929
LPA-LPB	52,038
LPB-GEN	70,858
GEN-EXC	2,822

Fonte: Jusan (2007).

As constantes de amortecimentos foram desprezadas, pois tem valores muito baixos e ao se fazer isto, considera-se o pior caso para oscilações.

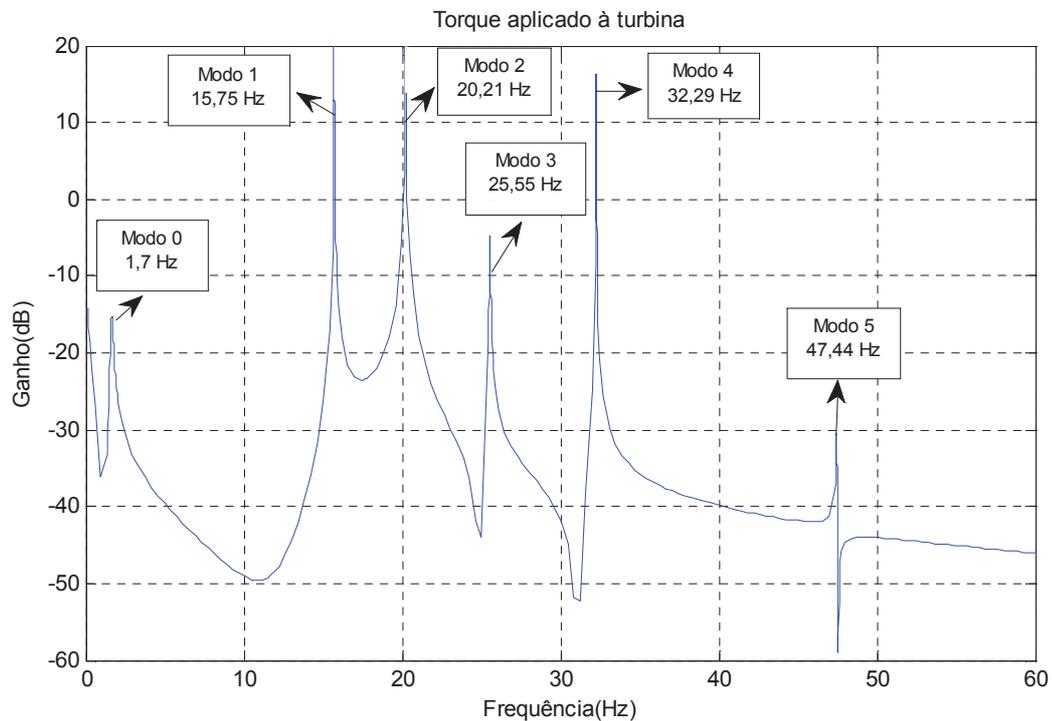
4.1.1 Análise através do *PacDyn*

O sistema em questão foi analisado utilizando o software de simulação *PacDyn*, desenvolvido pelo *CEPEL*, sendo amplamente utilizado por empresas do setor elétrico, por institutos de pesquisa e universidades para estudos de perturbações no sistema de potência. O *PacDyn* utiliza as principais ferramentas de análise de *RSS* descritas no capítulo 2, como análise de autovalores, resposta em frequência, lugar das raízes, dentre outros (BRANDÃO, 2006).

O programa *PacDyn* utiliza dois tipos de arquivos como caso base. O primeiro é o arquivo Histórico (.his) que é gerado pelo programa *ANAREDE* através do fluxo de potência. O segundo arquivo é o Dinâmico (.dyn) que pode ser editado em qualquer programa de edição de texto e é apresentado no Anexo A.

A Figura 4.3 apresenta a resposta em frequência da função de transferência do sistema que relaciona a velocidade do gerador (ω_n) com a potência mecânica aplicada a turbina do gerador (P_{mec}), ou seja, a resposta em frequência do torque no eixo do turbogerador.

Figura 4.3: Resposta em frequência do torque no eixo do turbogerador



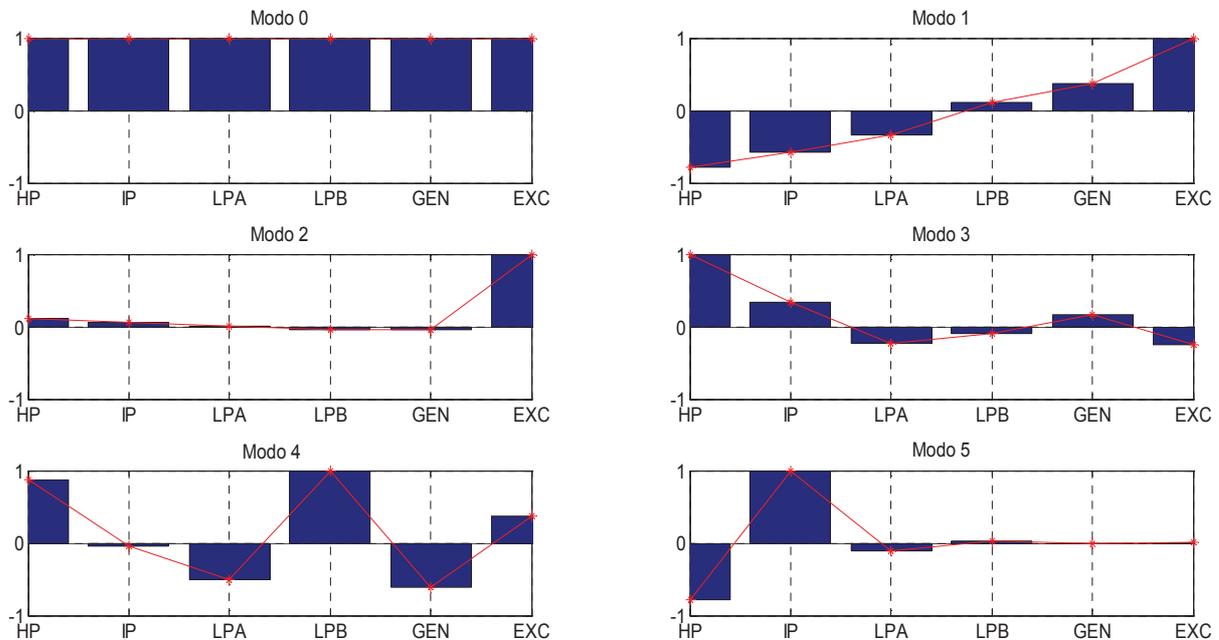
Fonte: Próprio autor.

Pode-se verificar picos elevados de torque para as frequências próximas a 15 Hz (94 rad/s), 20 Hz (125 rad/s), 25 Hz (157 rad/s), 32 Hz (203 rad/s) e 47 Hz (298 rad/s), o que representa polos dominantes do sistema nestas frequências. Estes picos elevados nestas frequências representam uma proximidade destes polos próximos ao eixo imaginário e indicam uma possibilidade de amplificação de torque nestas regiões. Cada um destes pontos de amplificação é denominando modo oscilatório ou modo torcional. Pode-se identificar um polo dominante próximo a frequência de 1,7 Hz (10,68 rad/s). Este ponto é chamado de modo uníssonos ou modo 0 e indica o modo na qual todas as massas do eixo do turbogerador oscilam em conjunto. Este modo de oscilação corresponde a um modo eletromecânico onde o eixo é representado por uma única massa rígida.

A Figura 4.4 apresenta os *mode-shapes* de velocidade para os modos de oscilação do eixo turbina-gerador observados na resposta em frequência. Os *mode-shapes* ilustram como as massas oscilam entre si e representam os componentes dos autovetores a direita da matriz de estado apresentada no capítulo 2. Como o sistema em questão possui seis massas rotativas (N), ele irá possuir cinco modos torcionais, respeitando a condição N-1, além do modo

uníssono, pois as massas rotativas interagem aos pares de forma adjacente, determinando um modo torcional.

Figura 4.4: *Mode-shapes* de velocidade do sistema *IEEE First Benchmark Mode*



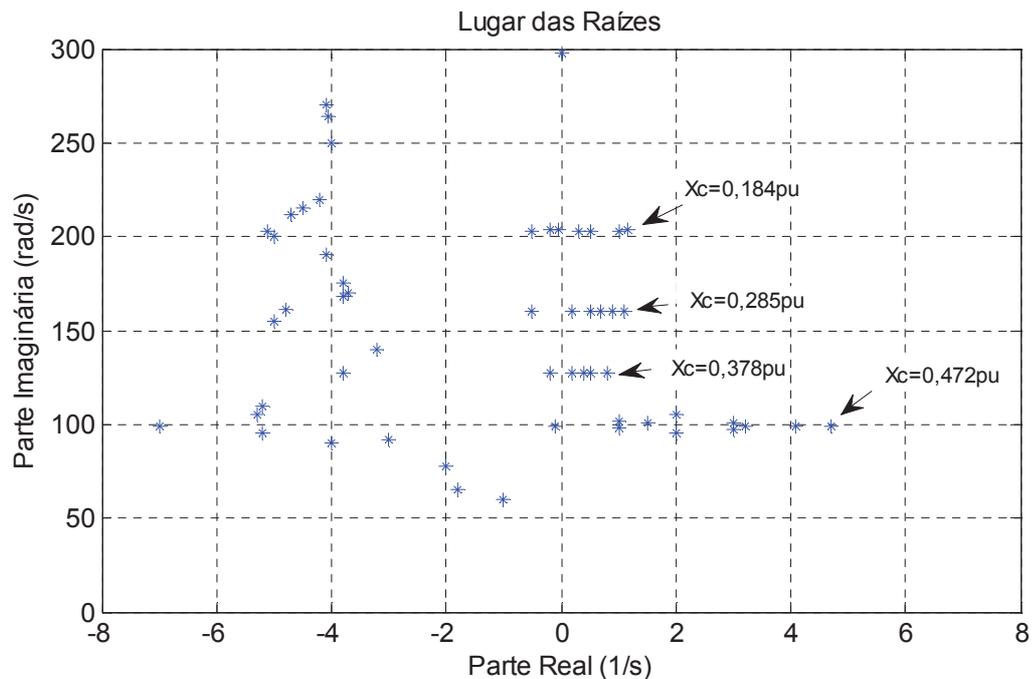
Fonte: Próprio autor.

Os *mode-shapes* estão normalizados em relação ao maior valor de velocidade. O modo torcional referente à frequência de 15 Hz (modo 1) possui uma inversão de polaridade no valor do *mode-shape*, indicando que as seções de turbina *HP*, *IP* e *LPA* oscilam contra as massas *LPB*, *GEN* e *EXC* nesta frequência, pois polaridade dos elementos do autovetor associado às massas *HP*, *IP* e *LPA* é oposta a das massas *LPB*, *GEN* e *EXC*. O modo 2, correspondente à oscilação em 20 Hz apresenta duas inversões de polaridade no *mode-shape*. O modo 3, com frequência de 25 Hz, apresenta três inversões no *mode-shape*, e assim por diante. Como o modo 0 corresponde ao caso em que todas as massas oscilam em conjunto, este modo não representa um problema na análise de *RSS* e pode ser desprezado.

Como discutido no capítulo 2, a partir da matriz de estados do sistema pode-se avaliar a estabilidade de tal sistema, através de seus autovalores e a influência dos modos oscilatórios em função dos parâmetros do sistema. Como citado anteriormente, na prática, costuma-se fazer uma compensação série entre 30 % a 70 % da reatância da linha de transmissão, entretanto, para abranger uma área de estudo mais ampla, foi realizada uma varredura de 10 %

a 90 % da reatância da linha, a fim de analisar o comportamento dos autovalores do sistema, como apresentado na Figura 4.5.

Figura 4.5: Lugar das raízes para variação da reatância do capacitor série X_{CS}



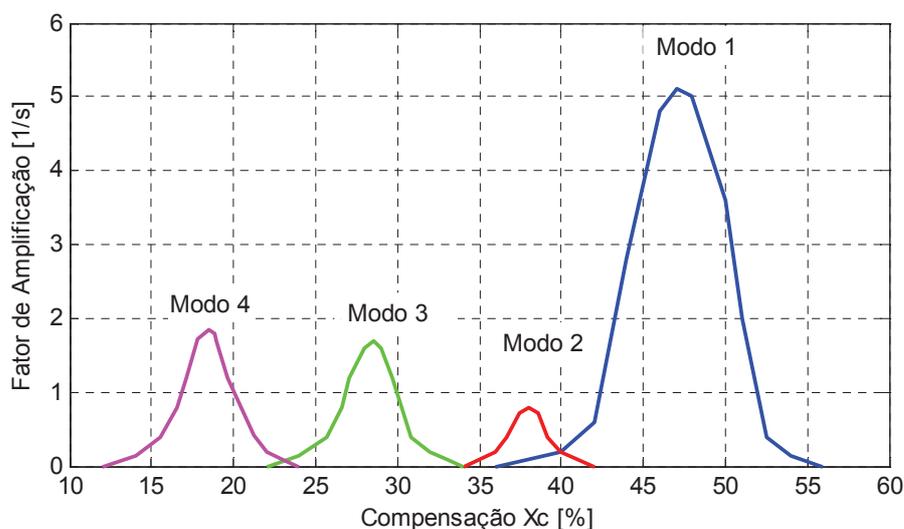
Fonte: Próprio autor.

À medida que a reatância da compensação série é variada, a frequência do modo subsíncrono se aproxima da frequência de um dos modos torcionais e é possível verificar uma forte interação entre estes modos, fazendo com que estes sejam deslocados para a direita no plano complexo, como indicado na Figura 4.5. Assim, para valores de reatância capacitiva onde os autovalores estejam localizados no plano direito do lugar das raízes, pode ocorrer a manifestação do fenômeno da ressonância subsíncrona pelo mecanismo de interação torcional ou de amplificação de torque. Este fenômeno limita consideravelmente o nível de compensação série que pode ser utilizado no sistema, uma vez que pode originar esforços torcionais excessivos no rotor do gerador, provocando danos ao seu eixo.

É importante destacar que na análise de autovalores o modo torcional 5 (47 Hz) possui apenas autovalor complexo igual à $j298 \text{ rad/s}$, não estando localizado no plano direito do lugar das raízes. Desta forma, como este autovalor não apresenta parte real positiva, o modo 5 não representa um modo problemático e pode ser desprezado na análise dos efeitos da RSS.

A Figura 4.6 apresenta o fator de decremento, ou fator de amplificação, em função da compensação série da linha. Como discutido anteriormente, o fator de amplificação representa como cada torque subsíncrono no eixo do gerador pode ser amplificado, obtido a partir da parte real dos autovalores. Neste caso, como o modo 5 e o modo uníssono não apresentam problemas, estes foram desconsiderados. A Figura 4.6 apresenta os quatro modos problemáticos.

Figura 4.6: Fator de amplificação para o *IEEE First Benchmark* em função da compensação da linha



Fonte: Próprio Autor.

A Tabela 4.4 apresenta a frequência e a compensação da linha para cada máxima interação torcional, isto é, para o máximo valor do fator de amplificação. Assim, pode-se observar o ponto crítico de compensação da linha.

Tabela 4.4: Frequência de oscilação e compensação da linha para a máxima interação torcional

Modo Torcional	Frequência [Hz]	Frequência [rad/s]	X _{CS} [pu]
1	15,75	98,96	0,472
2	20,21	126,98	0,378
3	25,55	160,53	0,285
4	32,29	202,88	0,184

Fonte: Próprio autor.

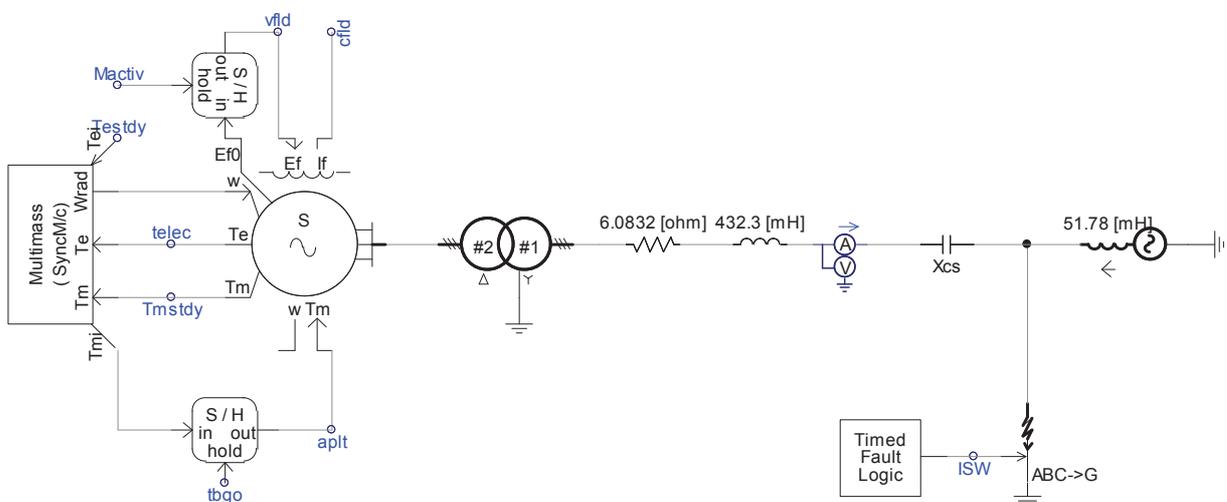
Os pontos críticos representam o caso extremo para as oscilações no sistema, contudo vale destacar que a compensação série da linha deve ser evitada em uma faixa entorno destes pontos.

4.1.2 Análise através do PSCAD

Outra ferramenta importante para análise de oscilações subsíncronas é o software computacional de transitórios eletromagnéticos, que simula o comportamento dinâmico do sistema no domínio do tempo. O software utilizado para simulação deste caso foi o *PSCAD/EMTDC*.

Para realizar uma análise das variáveis do sistema de potência, tais como correntes, velocidades, torques e potências, a fim de verificar de forma mais efetiva como as oscilações subsíncronas afetam o sistema, simulou-se uma falta trifásica no barramento B descrito na Figura 4.1 para uma compensação série $X_{CS} = 0,472$ pu correspondente ao modo torcional 1 (com uma frequência natural de 15,75 Hz), que representa o modo mais crítico de compensação, isto é, com maior fator de amplificação, como apresentado na Figura 4.6. Utilizando os blocos padrões da biblioteca *PSCAD*, o sistema foi simulado aplicando uma falta trifásica, com impedância igual a 0,04 pu, no instante $t = 2$ s, com uma duração de 75 ms. A Figura 4.7 apresenta o sistema simulado.

Figura 4.7: Sistema implementado no PSCAD



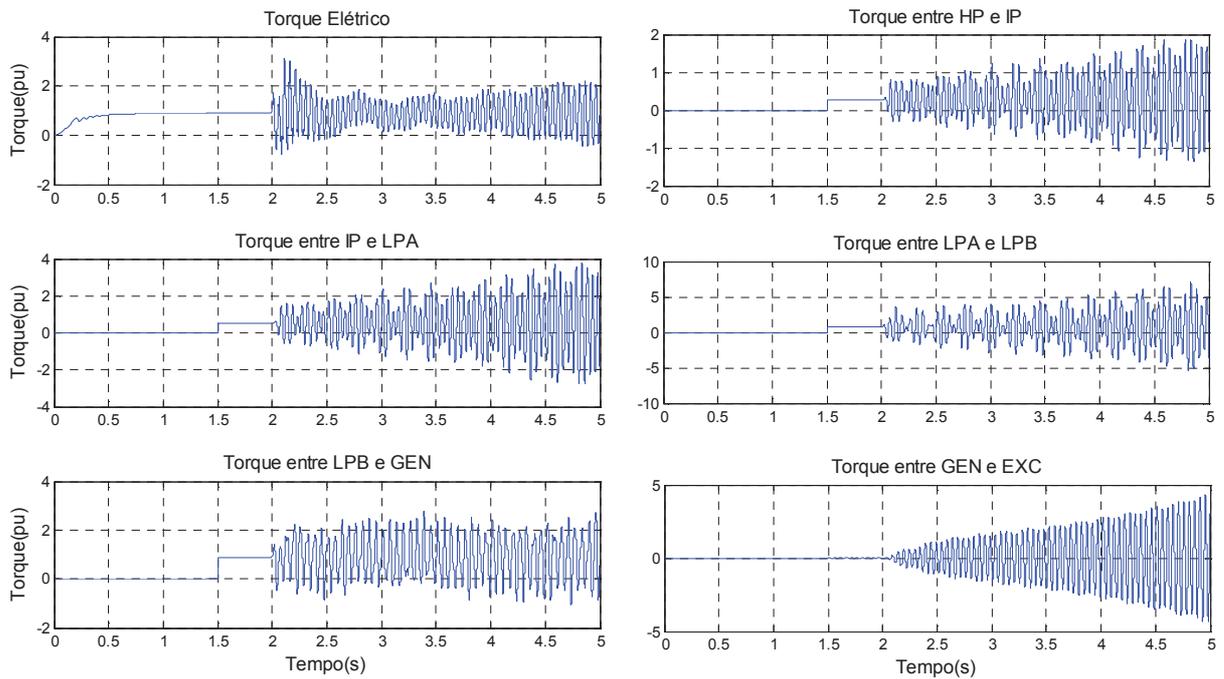
Fonte: Próprio autor.

O bloco “Multimass” representa o sistema mecânico do turbogerador, simulando a dinâmica das seis massas conectadas ao eixo do gerador, representado pela Figura 4.2. Neste bloco foram inseridos os parâmetros do conjunto mecânico apresentado na Tabela 4.2. Como discutido anteriormente, uma massa representa o gerador, e o torque elétrico é aplicado a ela. Outra massa representa a excitatriz. As demais massas representam os estágios da turbina e o torque mecânico é dividido entre elas.

Ao se aplicar este distúrbio, observou-se o comportamento do torque elétrico desenvolvido pelo gerador síncrono e a interação torcional entre os conjuntos de massas do turbogerador. Através da Figura 4.8 é possível observar uma amplificação de torque em todas as massas que compõem o turbogerador, inclusive do torque eletromagnético. A diferença de torque mais significativa ocorre entre as massas *GEN* e *EXC*. Isto é esperado, pois a massa *EXC* possui maior sensibilidade ao modo torcional 1 e a maior diferença ocorre entre a massa *EXC* e a massa *GEN*, como pode ser observado na Figura 4.4, através da análise dos *modes-shapes*.

Uma perturbação significativa em um sistema de compensação série capacitiva resulta em um torque eletromagnético que oscila em uma frequência igual à frequência natural do sistema mecânico, inferior a frequência do sistema elétrico (60 Hz), provocando um aumento de torque. Como discutido ao longo do texto, isto é causado pela ressonância entre a frequência subsíncrona elétrica e a frequência natural mecânica, ou seja, pela interação entre os subsistemas elétricos e mecânicos. A amplificação de torque é reflexo da instabilidade causada no sistema pela mudança da parte real dos autovalores do plano negativo para o plano positivo.

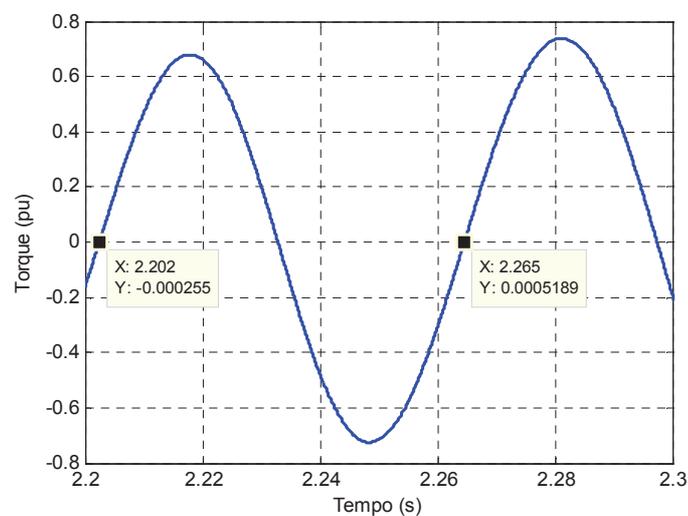
Figura 4.8: Torques elétrico e mecânicos para o Modo Torcional 1



Fonte: Próprio autor.

A oscilação em baixa frequência para o torque entre as massas *GEN* e *EXC* é apresentada na Figura 4.9, à qual é possível ver dois pontos que compõem um ciclo que possui o período em torno de 0,063 s, o que corresponde à frequência de 15,7 Hz, ou seja, a frequência para o modo torcional 1.

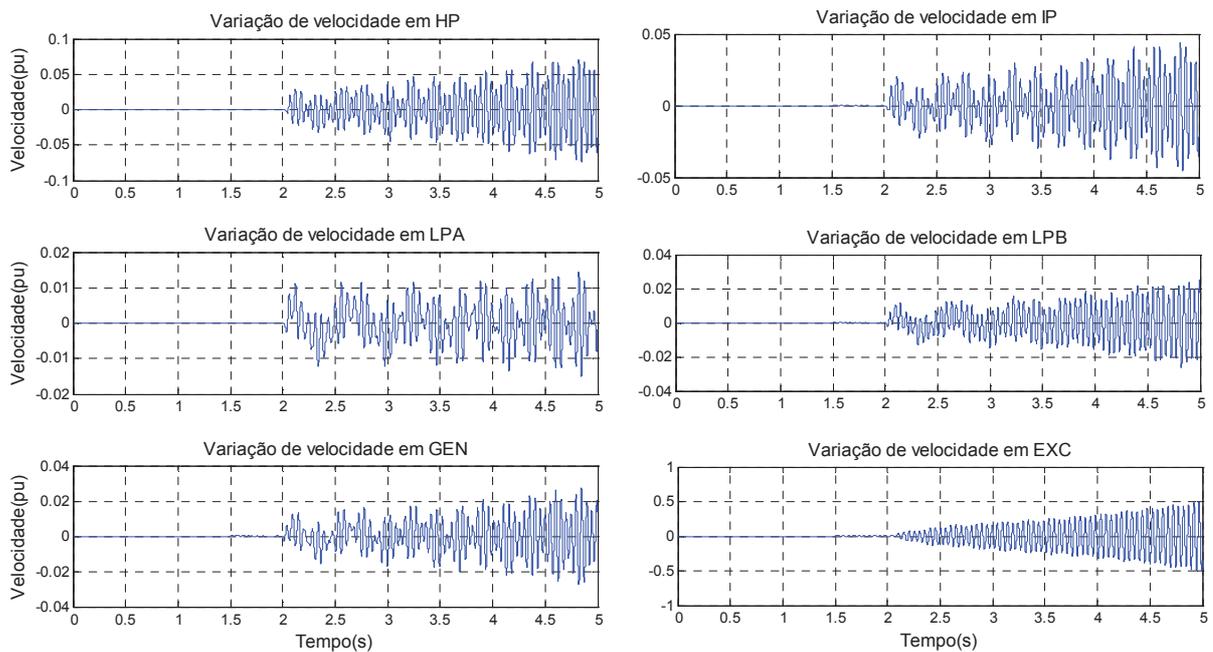
Figura 4.9: Torques entre as massas *GEN* e *EXC* para o Modo Torcional 1



Fonte: Próprio autor.

Estes torques oscilatórios geram um estresse no eixo do gerador, que pode evoluir para uma quebra do eixo caso a oscilação não seja amortecida, fato que não ocorreria em um sistema sem compensação série. Através da Figura 4.10 podem ser observadas as variações de velocidade nos eixos das massas que compõem o turbogerador. Estas variações de velocidade indicam uma vibração no eixo, que contribui para o processo de estresse deste.

Figura 4.10: Variação de velocidade no eixo do turbogerador para o Modo Torcional 1

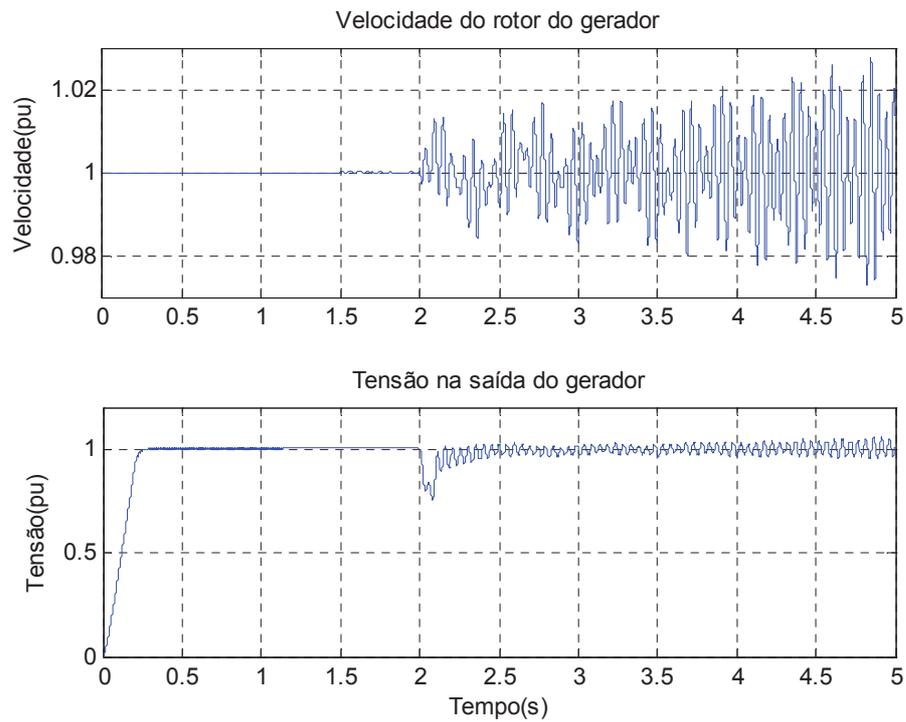


Fonte: Próprio autor.

O estresse mecânico causado pelas oscilações subsíncronas contribui para diminuição da vida útil do eixo do gerador, podendo acarretar até a quebra do eixo.

A Figura 4.11 apresenta o comportamento da velocidade do rotor e da tensão de saída do gerador. Pode-se perceber que a velocidade tem o mesmo perfil oscilatório do torque e, de forma semelhante à Figura 4.10, indica uma vibração no eixo do gerador. Também é possível observar o distúrbio de tensão no barramento do gerador, oscilando em torno de 1 pu.

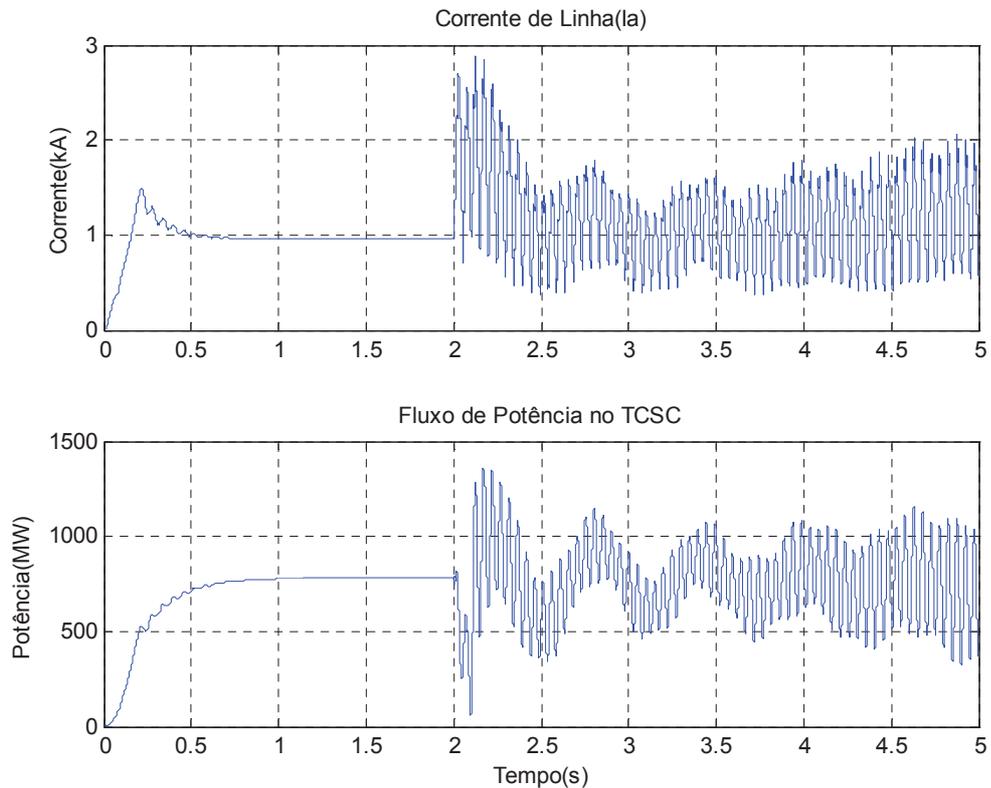
Figura 4.11: Velocidade do rotor e tensão de saída do gerador para o Modo Torcional 1.



Fonte: Próprio autor.

Por meio da Figura 4.12 é possível observar os perfis de corrente eficaz e de potência ativa que flui através da linha de transmissão. Pode-se perceber que ambas tem os comportamentos oscilatórios semelhantes ao de torque e velocidade. É importante observar estes sinais, pois ambos serão utilizados como referência para o sistema de controle implementado no capítulo seguinte.

Figura 4.12: Corrente eficaz na linha e fluxo de potência ativa da linha de transmissão

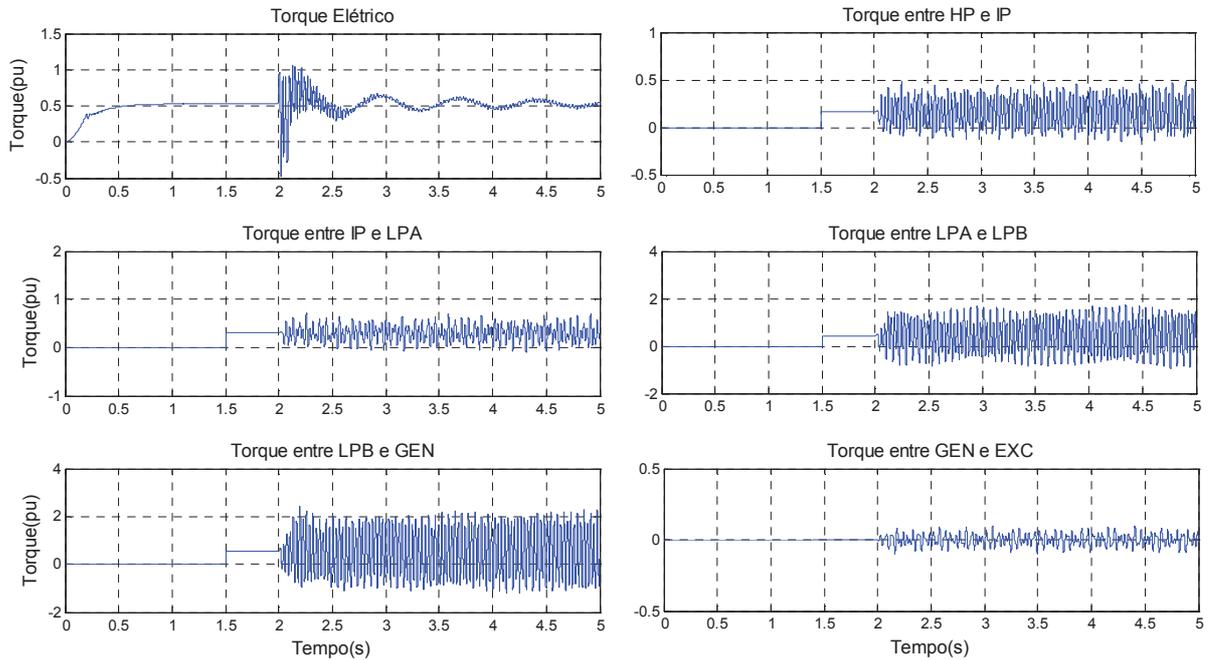


Fonte: Próprio autor.

A fim de analisar a criticidade dos modos torcionais apresentados anteriormente, o sistema foi simulado novamente nas condições semelhantes ao caso anterior, entretanto, a compensação da linha foi reduzida para 0,184 pu, isto é, $X_{CS} = 0,184$ pu, para uma frequência de oscilação de 32,29 Hz, o que representa o segundo modo torcional mais crítico, como foi discutido nas análises anteriores.

Observou-se, da mesma forma que no caso anterior, o comportamento do torque elétrico desenvolvido pelo gerador síncrono e a interação torcional entre os conjuntos de massas do turbogerador, como apresentado na Figura 4.13. É possível perceber que os torques são amplificados, de forma semelhante ao modo torcional 1, entretanto esta amplificação é menor. Isto é esperado, visto que para este grau de compensação a sensibilidade do sistema é menor, como observado pela análise de autovalores e resposta em frequência.

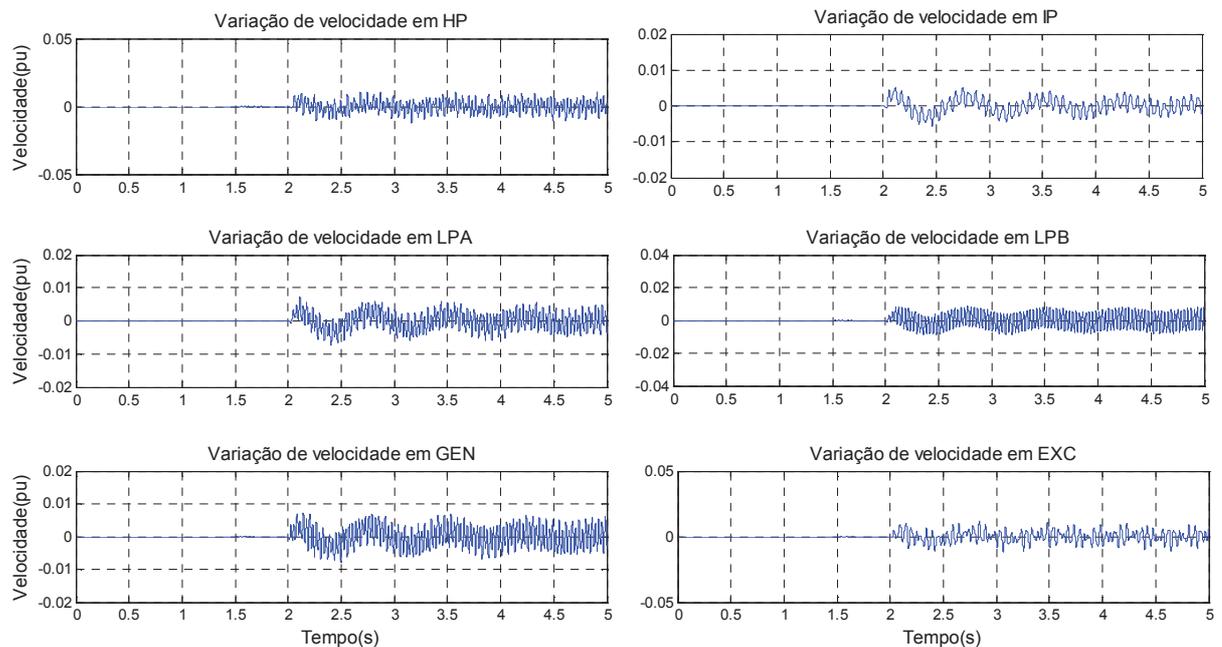
Figura 4.13: Torques elétrico e mecânicos para o Modo Torcional 4



Fonte: Próprio autor.

Através da Figura 4.14 podem ser observadas as variações de velocidade nos eixos das massas que compõem o turbogerador. Assim como no caso anterior, existe uma oscilação de velocidade que representa uma vibração nos eixos das massas.

Figura 4.14: Variação de velocidade no eixo do turbogerador para o Modo Torcional 4



Fonte: Próprio autor.

Quando se compara os resultados obtidos através do *PSCAD* para os modos torcionais 1 e 4, é possível observar que, enquanto os torques e velocidades para o modo torcional 1 são amplificados, os mesmos parâmetros para o modo torcional 4 não possuem amplificação, sendo apenas oscilatórios. Isto representa uma manifestação do efeito de amplificação de torque para o modo 1 e interação torcional para o modo 4, mesmo este sendo excitado por um distúrbio no sistema elétrico.

Em ambos os casos (modo 1 e modo 4) a falta foi aplicada no instante $t = 2$ s, retirada após 75 ms e os perfis de torques e velocidade se mantiveram oscilatórios, o que mostra que ambos são autossustentáveis e amplificados.

O distúrbio aplicado neste sistema foi uma falta trifásica, mas a natureza do distúrbio irá afetar diretamente nos efeitos causados pela *RSS*. Assim, distúrbios como falta fase-terra, chaveamento de dispositivos no sistema, entrada e saída de carga devem ser consideradas para análise dos efeitos da *RSS*. Outro fator que deve ser considerado é a carga a qual o gerador está sujeito. Este ponto irá influenciar diretamente no nível de amplificação do torque e da interação torcional.

O sistema proposto pelo *IEEE* representa um sistema de geração térmica, entretanto a sua análise pode se estender para qualquer sistema, seja ele hidrelétrico, nuclear ou eólico. Para isto basta saber os parâmetros do sistema, como estágios que compõem o gerador, constantes de amortecimento e elasticidade das massas. Estes parâmetros são facilmente determinados através da forma e dos materiais empregados na construção dos conjuntos.

Capítulo 5: Mitigação dos efeitos da *RSS* através do *TCSC*

Neste capítulo as estratégias de controle para mitigação de *RSS* através do *TCSC* apresentadas no capítulo 3 são aplicadas ao sistema *IEEE First Benchmark*, descrito no capítulo 4. Neste caso, utilizou-se novamente software de simulação *PSCAD/ EMTDC*, para implementar o sistema de controle e acionamento do *TCSC* e verificar sua efetividade através de simulações no domínio do tempo, analisando as variáveis do sistema, de forma semelhante ao capítulo anterior.

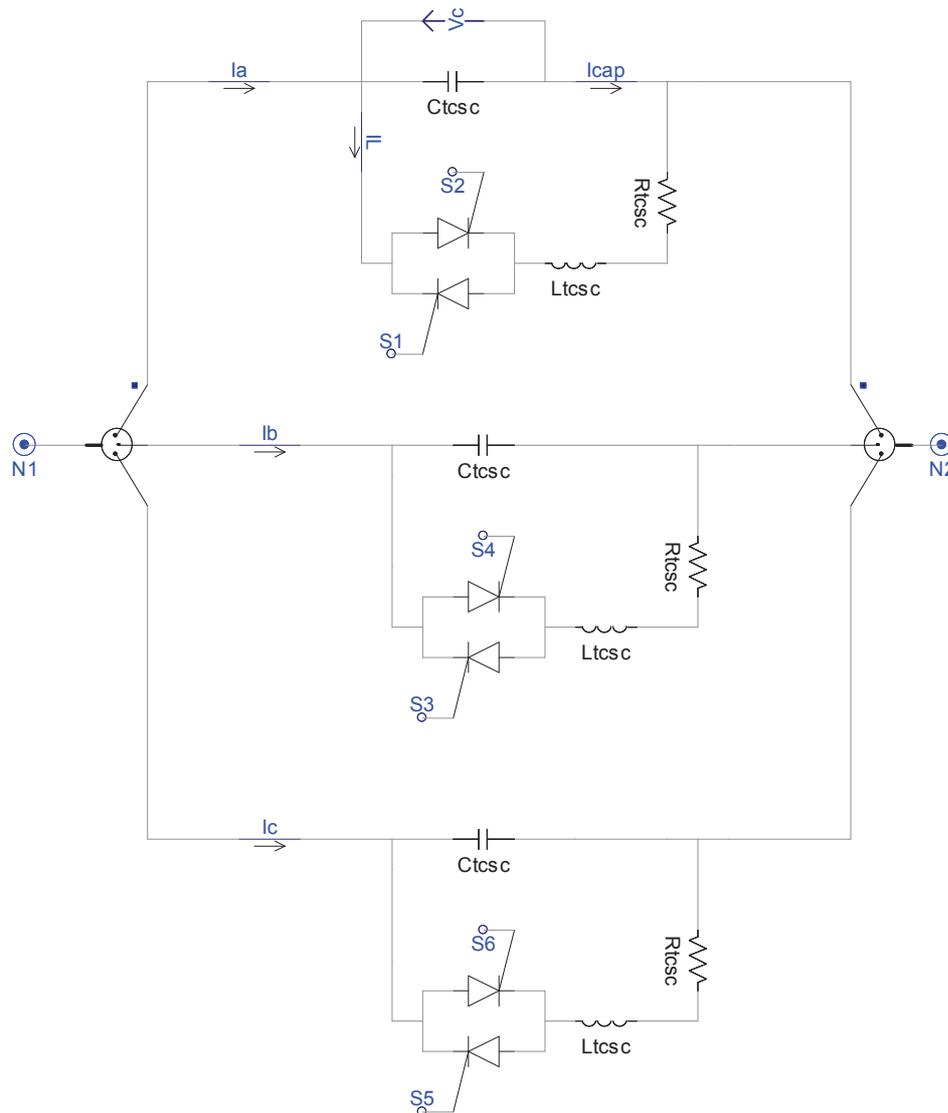
5.1 Mitigação da *RSS* através da estratégia *NGH – SSR*

A fim de reduzir os efeitos da *RSS*, o sistema da Figura 4.1 foi novamente simulado nas mesmas condições iniciais, isto é, com uma falta trifásica na barra B com uma impedância igual a 0,04 pu, no instante de 2 s, com 75 ms de duração e uma compensação série capacitiva de 0,472 pu (modo torcional 1 - 15,75 Hz), que corresponde ao pior caso, entretanto a compensação série foi realizada através do *TCSC*.

A reatância capacitiva (X_{TCSC}) de projeto do *TCSC* foi exatamente o valor da reatância para a compensação de 0,472 pu, visto que o *TCSC* atuará apenas no momento em que identificar uma frequência subsíncrona, isto é, atuará como um demodulador em 60 Hz. A reatância indutiva (X_{TCR}) de projeto do *TCSC* possui 0,0472 pu que corresponde a 10 % de X_{TCSC} , que é uma relação sugerida pelos trabalhos e pesquisas que tratam deste tema sistema (HINGORANI e GYUGYI, 1999).

A Figura 5.1 apresenta o diagrama do *TCSC* implementado no *PSCAD*. O capacitor C_{tcsc} possui uma capacitância de 21,977 μF e corresponde à compensação série de 0,472 pu. O indutor L_{tcsc} possui uma indutância de 32 mH, que corresponde a um valor para reatância indutiva 10 % da reatância capacitor. O resistor R_{tcsc} é de 1 Ω , para dissipar a energia do capacitor durante o chaveamento do *TCR*. Os cálculos dos parâmetros do *TCSC* se encontram no Anexo B.

Figura 5.1: Diagrama do TCSC implementado no PSCAD

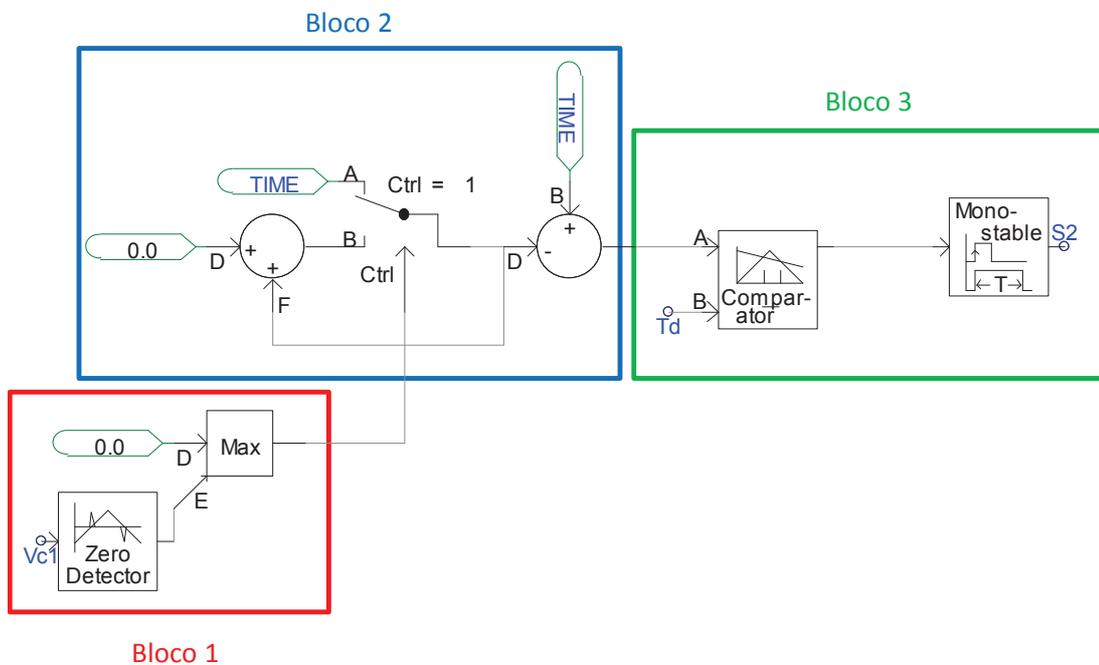


Fonte: Próprio autor.

A Figura 5.2 apresenta o diagrama de acionamento do TCSC utilizado na simulação. Baseado na estratégia *NGH-SSR*, o bloco 1 (em vermelho) recebe o sinal de tensão do capacitor (V_C) do TCSC e gera um trem de pulsos que corresponde aos instantes em que V_C cruza o zero. Este trem de pulsos é comparado com um bloco “Max” que fornece em sua saída apenas os pulsos onde V_C cruza o zero na transição de um semi-ciclo negativo para um semi-ciclo positivo, pois cada tiristor chaveia em um semi-ciclo, sendo acionado de forma independente. Ao detectar o cruzamento por zero, o bloco 2 (em azul) é acionado e funciona como um contador de tempo. Sua saída é conectada ao bloco 3 (em verde) que compara o tempo que está sendo contado com T_d , que corresponde à 8,333ms. Assim, se V_C possui um semi-ciclo inferior à 8,333 ms a saída do comparador possui nível 0. No instante em que o contador de

tempo atinge 8,333 ms a saída do comparador passa a ter nível 1, disparando o tiristor. Um bloco “Mono-stable” é utilizado para definir um tempo de condução para o pulso de disparo de 0,5 ms. O diagrama apresentado na Figura 5.2 é aplicado apenas para o tiristor responsável por chavear no semi-ciclo positivo da tensão V_C do capacitor. Para o semi-ciclo negativo, o bloco ”Max” é substituído pelo bloco “Min” que fornece em sua saída apenas os pulsos onde V_C cruza o zero na transição de um semi-ciclo positivo para um semi-ciclo negativo. Cada diagrama composto por diagrama de semi-ciclo positivo e semi-ciclo negativo é replicado para cada fase.

Figura 5.2: Diagrama de acionamento do TCSC

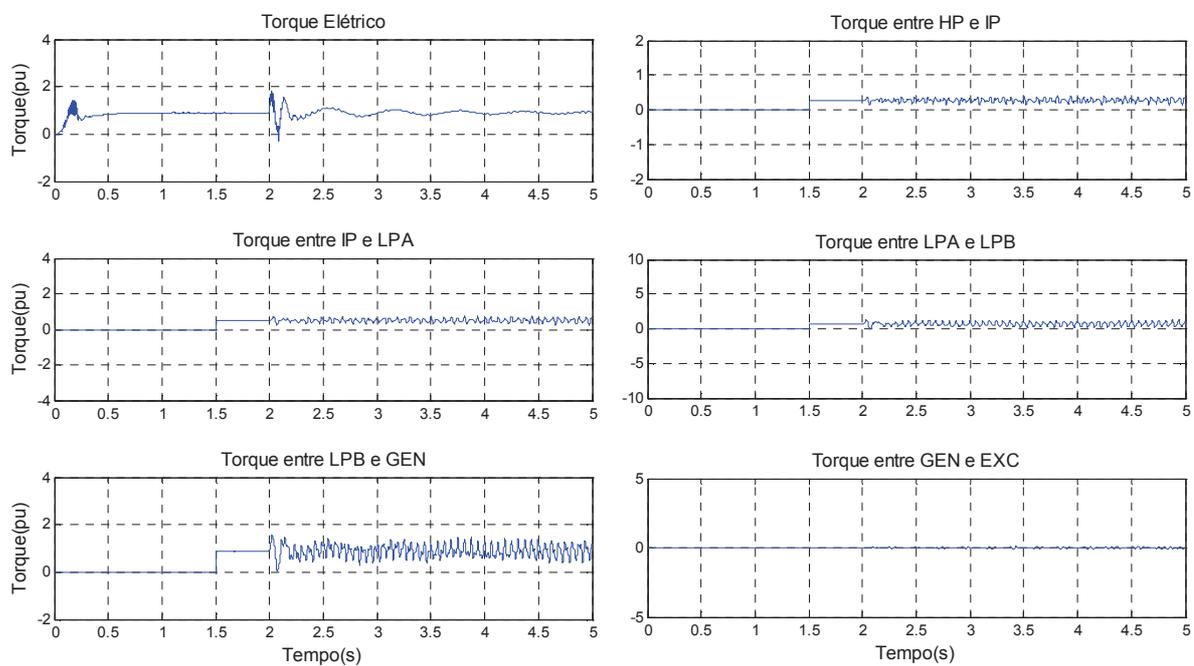


Fonte: Próprio autor.

Novamente foi observado o comportamento do torque elétrico desenvolvido pelo gerador síncrono e a interação torcional entre as massas do turbogerador, como apresentado na Figura 5.3. Pode-se perceber como a atuação do TCSC é efetiva para minimizar as oscilações subsíncronas decorrentes da falta trifásica. O TCSC age de forma a forçar que a tensão sobre capacitor tenha 60 Hz, alterando a dinâmica do sistema mecânico que reage de forma a responder a imposição feita no sistema elétrico, mitigando o efeito da RSS sobre os torques oscilatórios.

A Tabela 5.1 apresenta um comparativo entre a compensação com capacitor fixo e a compensação com o TCSC utilizando a estratégia *NGH - SSR* através dos valores eficazes das oscilações de torque entre as massas do turbogerador. Estes valores foram calculados no intervalo de 2 s, isto é, no instante de aplicação da falta, até 5 s. Assim, estes valores representam o impacto de torque efetivo aplicado às massas do turbogerador, para o intervalo citado. É possível observar um considerável amortecimento das oscilações de torque, variando de 60 % até 97 %.

Figura 5.3: Torques elétrico e mecânicos com o TCSC (*NGH - SSR*)



Fonte: Próprio autor.

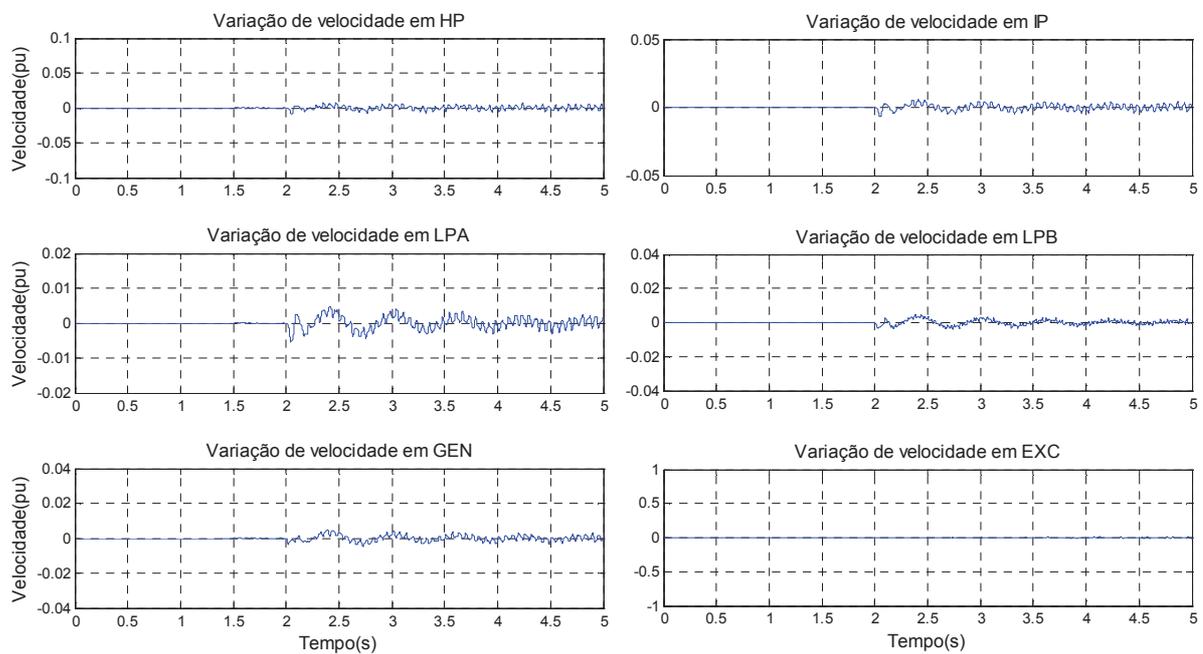
Tabela 5.1: Valores eficazes das oscilações de torque no eixo do turbogerador (*NGH - SSR*)

Massas	Capacitor Fixo	TCSC - Controle NGH-SSR	
	Torque eficaz (pu)	Torque eficaz (pu)	Amortecimento das oscilações (%)
HP e IP	0,7066	0,2759	60,9539
IP e LPA	1,3941	0,5157	63,0084
LPA e LPB	2,3645	0,7539	68,1159
LPB e GEN	1,2612	0,9371	25,6977
GEN e EXC	1,7051	0,048	97,1849

Fonte: Próprio autor.

A Figura 5.4 apresenta a variação de velocidade no eixo das massas com a presença do TCSC. Assim como acontece com os torques, é possível observar um amortecimento no nível de vibração dos eixos. De forma similar as oscilações de torque, os valores eficazes para as oscilações de variação de velocidades foram calculados no intervalo entre 2 s e 5 s para o caso de compensação com capacitor fixo e de compensação com o TCSC. A Tabela 5.2 apresenta um comparativo entre estes valores. É possível perceber que existe um grande amortecimento das oscilações, variando de 89 % a quase 98 %.

Figura 5.4: Variação de velocidade no eixo do turbogerador com o TCSC (NGH – SSR)



Fonte: Próprio autor.

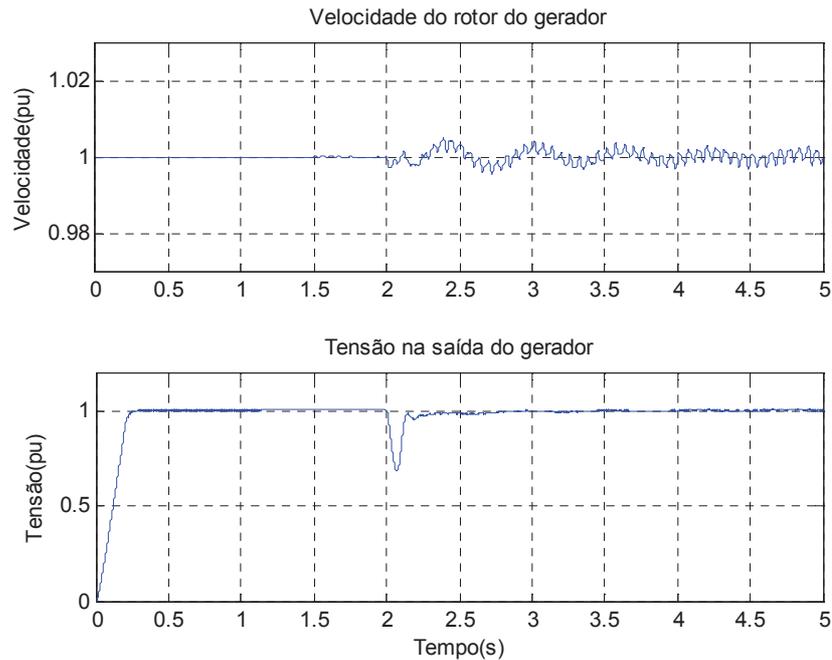
Tabela 5.2: Valores eficazes das oscilações de velocidade no eixo do turbogerador (NGH – SSR)

Massas	Capacitor Fixo	TCSC - Controle NGH-SSR	
	Variação de velocidade eficaz (pu)	Variação de velocidade eficaz (pu)	Amortecimento das oscilações (%)
HP	0,0282	0,003	89,3617
IP	0,017	0,0022	87,0588
LPA	0,0057	0,0016	71,9298
LPB	0,0099	0,0015	84,8485
GEN	0,0101	0,0016	84,1584
EXC	0,1967	0,0046	97,6614

Fonte: Próprio autor.

Através da Figura 5.5 pode-se observar o comportamento da tensão na saída do gerador e da velocidade do rotor do mesmo. Também pode-se perceber um amortecimento das oscilações neste caso. A oscilação da velocidade decresce e o perfil de tensão estabiliza em torno de 1 pu.

Figura 5.5: Velocidade do rotor e tensão de saída do gerador com o TCSC (NGH – SSR)

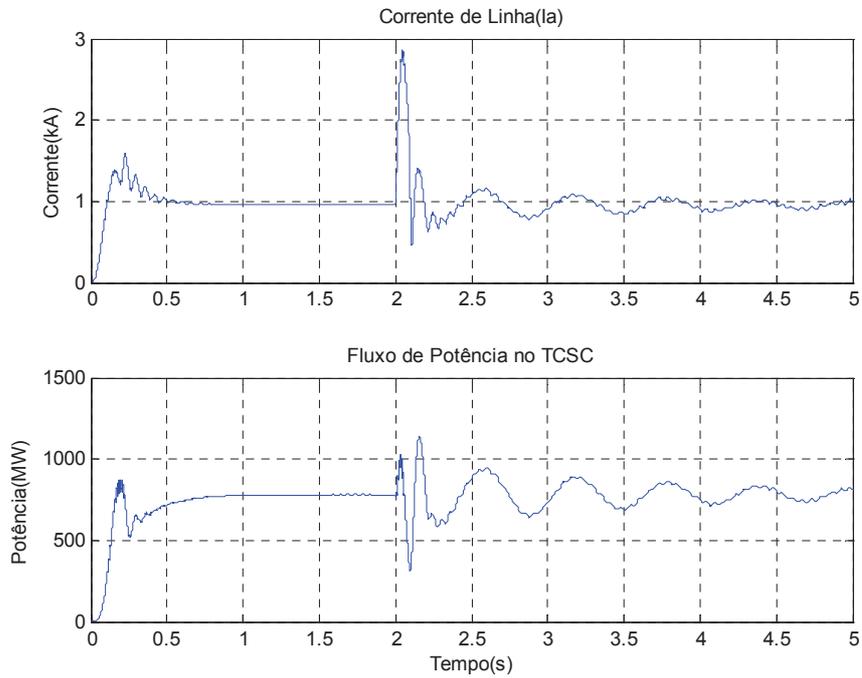


Fonte: Próprio autor.

Através da Figura 5.6 é possível observar os perfis de corrente eficaz e de potência ativa que fluem através do TCSC. Assim como ocorre com os torques, as oscilações de potência e corrente são atenuadas.

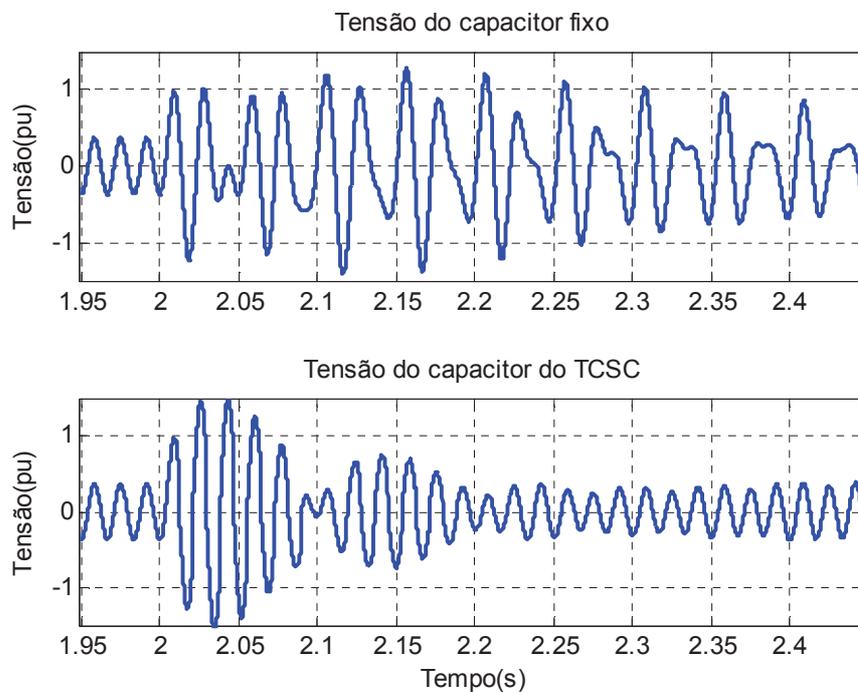
A Figura 5.7 apresenta um comparativo entre a tensão do capacitor, V_C , para um sistema compensado com capacitor fixo e compensado com TCSC. É possível observar que a tensão V_C possui componentes subsíncronas para a compensação com capacitor fixo, à qual é referência para a estratégia de controle NGH – SSR, como discutido anteriormente. Estas componentes subsíncronas podem ser observadas através do gráfico da análise da Transformada Rápida de Fourier ou Fast Fourier Transform - FFT apresentado na Figura 5.8. Nesta análise, foi considerada uma frequência fundamental de 4 Hz, assim, o 4º harmônico representa a frequência de 16 Hz, próximo ao modo torcional 1, e possui um valor considerável (igual a 0,318023), como observado.

Figura 5.6: Corrente eficaz na linha e fluxo de potência ativa do TCSC (NGH – SSR)



Fonte: Próprio autor.

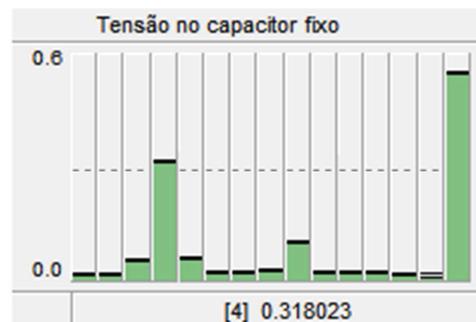
Figura 5.7: Tensões no capacitor fixo e no capacitor do TCSC



Fonte: Próprio autor.

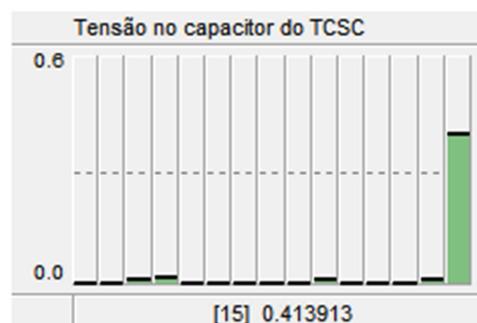
Ao se introduzir o *TCSC* no lugar do capacitor fixo pode-se perceber que imediatamente após a falta, em 2 s, ele atua forçando que a tensão V_C possua 60 Hz, reduzindo as componentes de frequência subsíncrona, como observado pela análise de *FFT* através da Figura 5.9. Através desta análise, é possível observar que a tensão no capacitor possui praticamente apenas o 15º harmônico, que corresponde à frequência de 60 Hz, visto que considerou-se uma frequência fundamental de 4 Hz para análise de *FFT*. Desta forma, o sistema mecânico reage a esta imposição de frequência síncrona, reduzindo as oscilações subsíncronas de torque.

Figura 5.8: Análise da FFT da tensão no capacitor fixo



Fonte: Próprio autor.

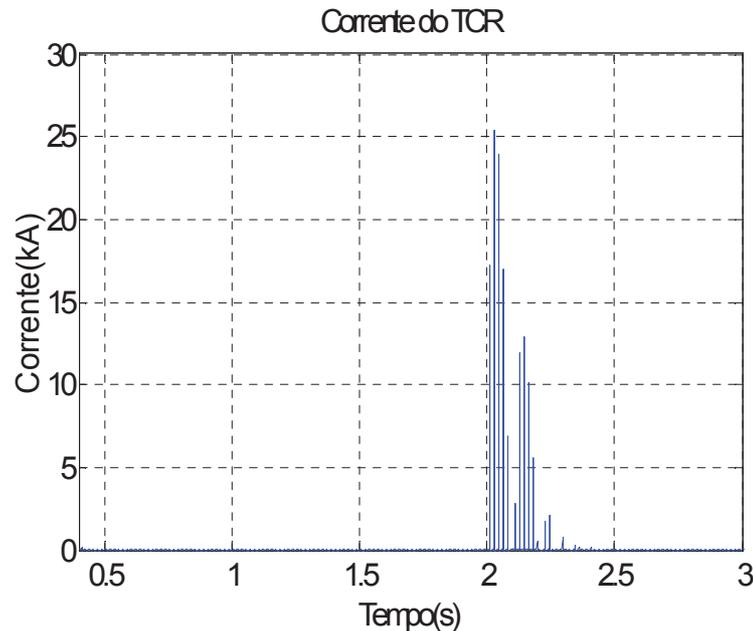
Figura 5.9: Análise da FFT da tensão no capacitor do *TCSC*



Fonte: Próprio autor.

A Figura 5.10 apresenta a corrente que flui em um dos tiristores do *TCR*. É possível observar que existe corrente circulando nos tiristores apenas no momento em que o sistema de controle identifica a oscilação subsíncrona, ou seja, o *TCSC* atua apenas neste momento, mantendo a reatância capacitiva totalmente inserida no sistema no resto do tempo.

Figura 5.10: Corrente através do tiristor do TCR



Fonte: Próprio autor.

Em aplicações práticas são inseridos varistores (resistor não linear) nos capacitores, a fim de reduzir sobretensões causadas pelos elevados picos de corrente durante o chaveamento dos tiristores.

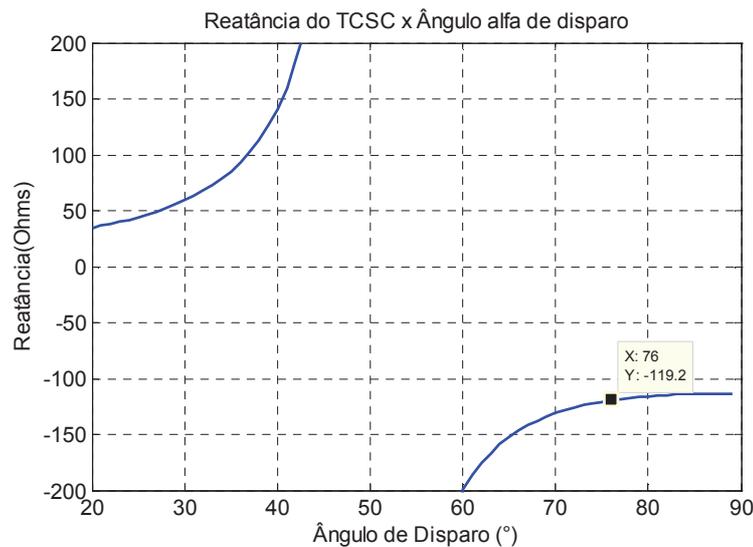
É evidente como o TCSC é eficaz no amortecimento das oscilações subsíncronas utilizando uma estratégia de controle relativamente simples.

5.2 Mitigação da RSS através da estratégia de controle de potência constante

Outra estratégia de controle, que se mostra muito eficiente, é a baseada na referência de potência, discutida no capítulo 3. Neste caso, o TCSC do caso anterior foi redimensionado a fim de se aplicar o controle mencionado, para amortecer as oscilações subsíncronas. Novamente o pior caso de compensação foi considerado, isto é, $X_{CS} = 0,472$ pu. Esta compensação corresponde a um fluxo de potência de 780 MW, que flui pelo TCSC. Assim, os parâmetros do TCSC foram calculados para atender a esta potência. Para esta condição, considerou-se o TCSC trabalhando na região capacitiva com um ângulo de disparo $\alpha = 76^\circ$,

que corresponde a um ângulo onde o TCSC está operando em uma região segura, longe da região proibitiva, descrita no capítulo 3 e apresentada na Figura 5.11. Uma compensação X_{CS} de 0,472 pu corresponde a uma reatância capacitiva de 120 Ω . Considerando uma relação X_L/X_C entre 0,1 e 0,3, os novos parâmetros do TCSC recalculados são apresentados na Tabela 5.3. Os cálculos dos parâmetros se encontram no Anexo B.

Figura 5.11: Ponto de operação do TCSC



Fonte: Próprio autor.

Tabela 5.3: Parâmetros do TCSC

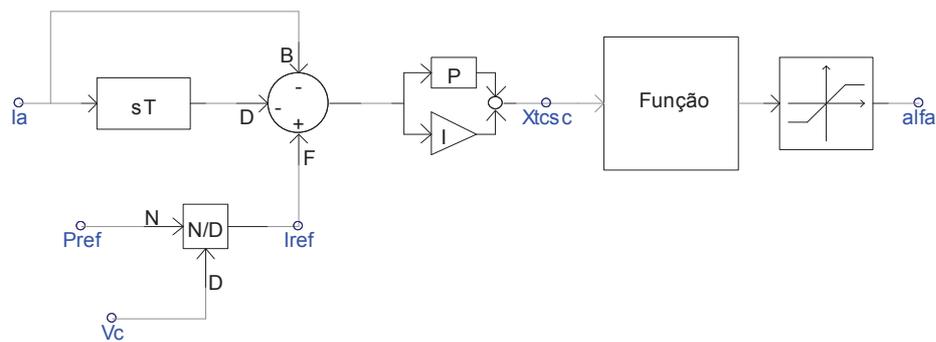
Parâmetro	Valor	Unidade
Capacitor (C)	23,317	μF
Indutor (L)	0,0404	H
X_L/X_C	0,1339	-
Ângulo de disparo (α)	76	$^\circ$

Fonte: Próprio autor.

O sistema de controle irá trabalhar para manter a potência constante no valor desejado, neste caso 780 MW, e seu controle suplementar, através da realimentação de corrente, atuará de tal forma a aumentar sua eficiência na mitigação dos efeitos da RSS, apesar do TCSC possuir uma característica intrínseca de imunidade dos efeitos da RSS.

A Figura 5.12 apresenta o diagrama de blocos do sistema de controle de potência. Como descrito no capítulo 3, através da potência de referência e da tensão do TCSC uma corrente de referência é determinada e comparada com a corrente de linha medida, a fim de manter a potência em um valor constante. Outro sinal da corrente de linha passa por um bloco derivativo com constante T de 0,08s e é realimentado e compoendo malha de controle responsável por reduzir os efeitos da RSS. O sinal de erro passa por um controlador PI com $K_P = 0,02$ e $K_I = 1,85 \text{ s}^{-1}$ e posteriormente passa pelo bloco “Função” que converte a reatância no ângulo de disparo. A saída do bloco “Função” possui um bloco limitador que tem como função limitar o ângulo de disparo de forma que o sistema de controle não deixe que este ângulo caia na região proibitiva, mencionada no capítulo 3.

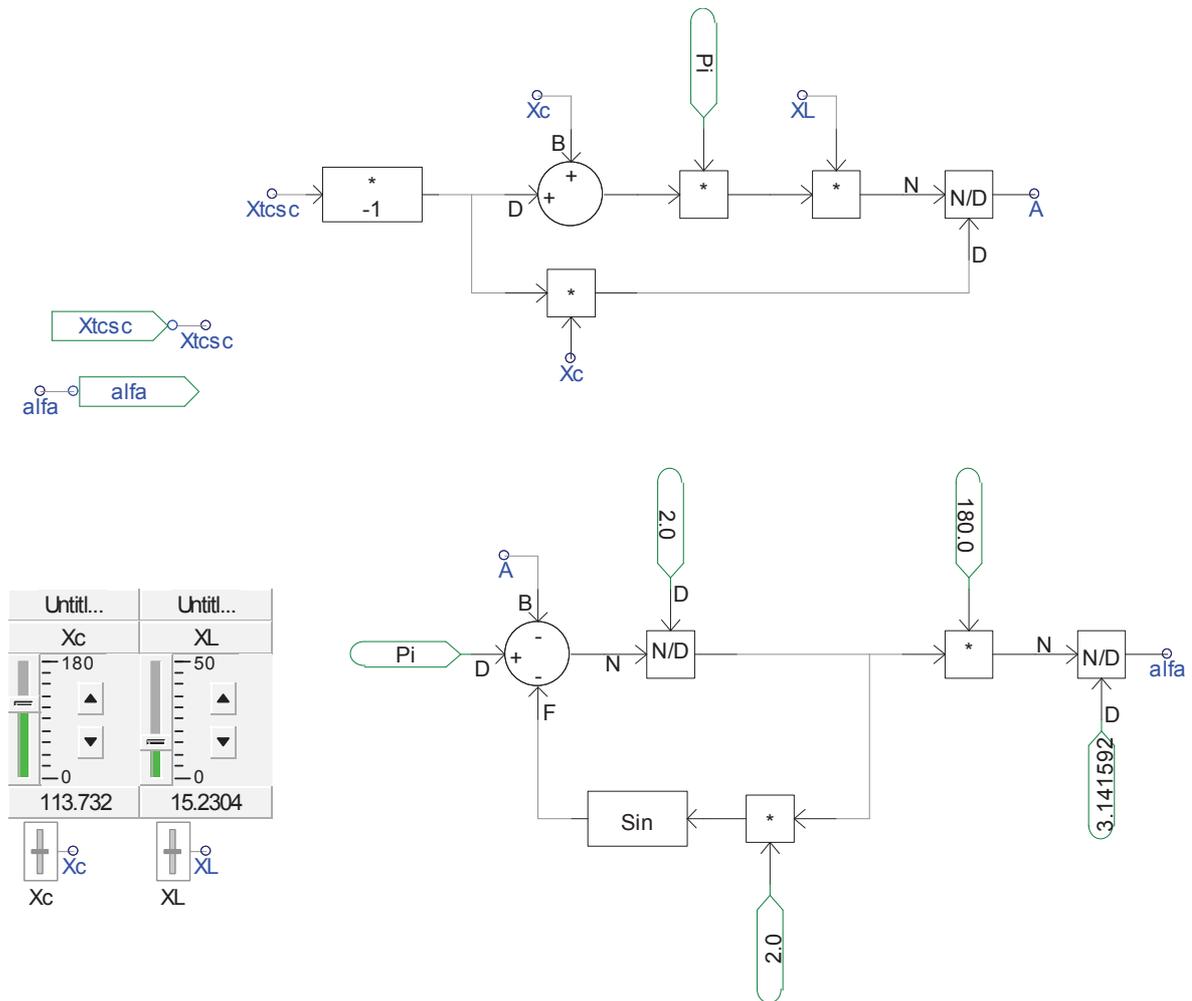
Figura 5.12: Digrama de blocos de controle do TCSC



Fonte: Próprio autor.

O bloco “Função”, apresentado na Figura 5.12, é detalhado na Figura 5.13. Como citado anteriormente, este bloco converte reatância determinada pelo sistema de controle em ângulo de disparo para os tiristores. Este bloco foi implementado com base na curva do TCSC apresentada na Figura 5.11 e nas equações 3.11 e 3.12 que relacionam a reatância do TCSC com o ângulo de disparo através dos parâmetros do capacitor e do indutor do TCSC.

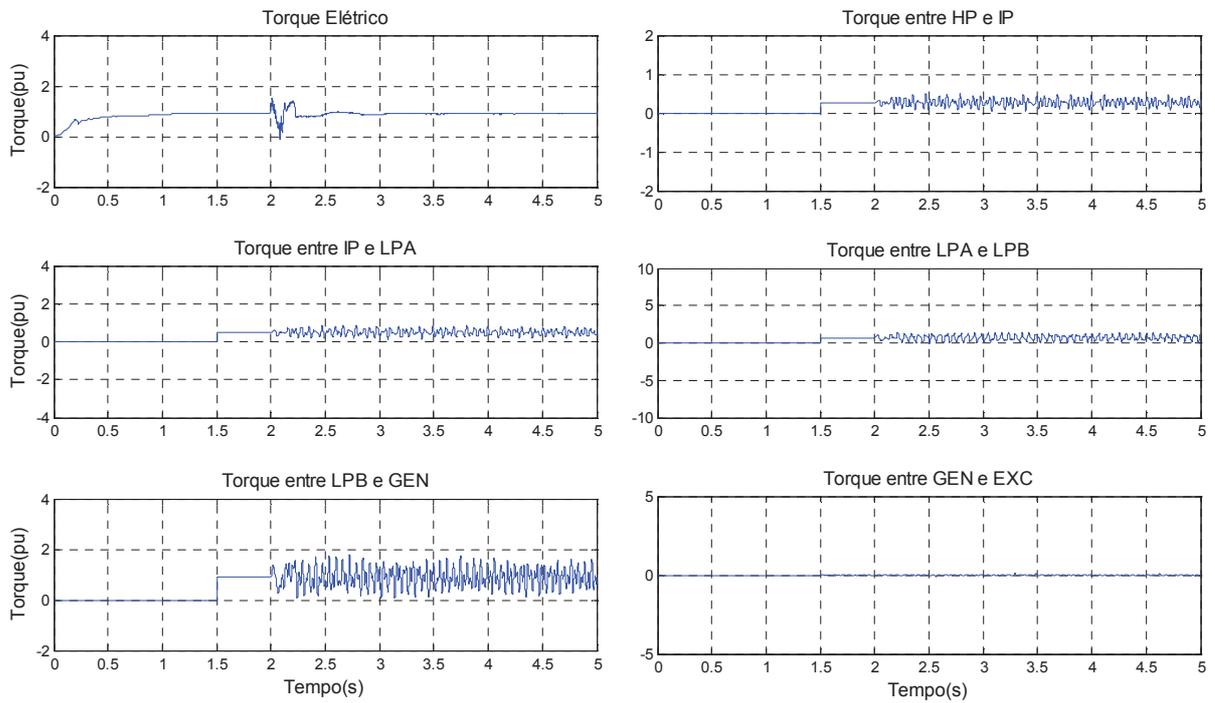
Figura 5.13: Diagrama de blocos da função que relaciona reatância e ângulo de disparo



Fonte: Próprio autor.

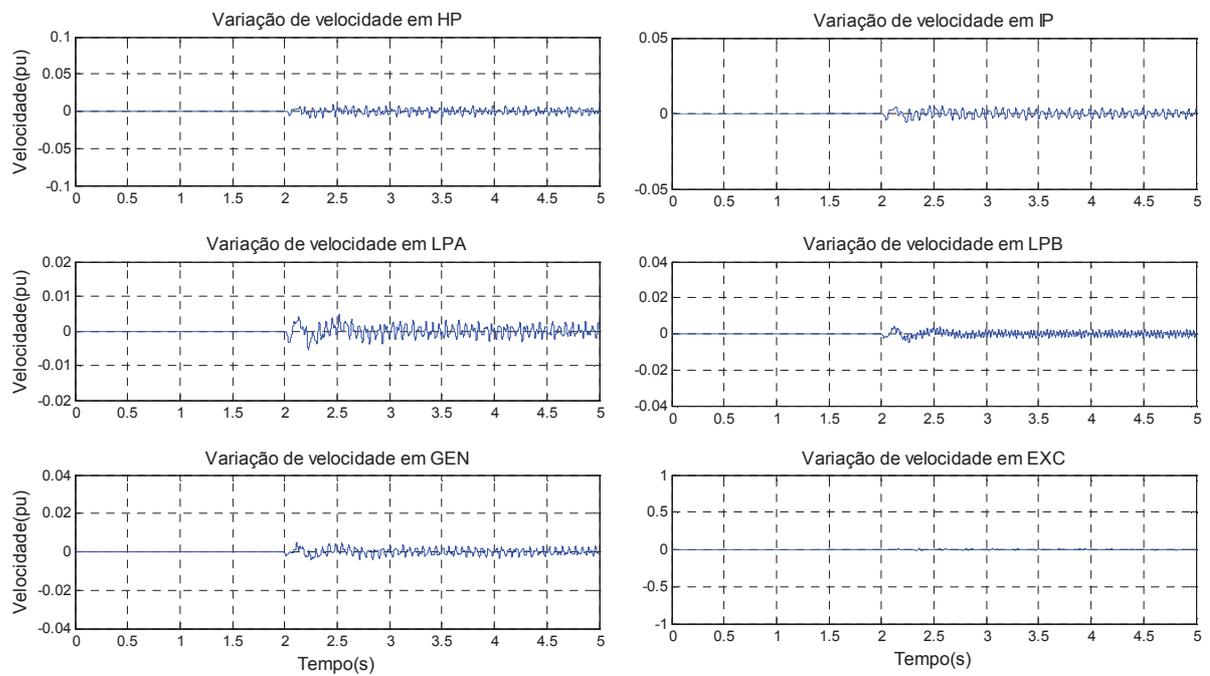
As Figura 5.14 e Figura 5.15 apresentam os torques mecânicos e elétrico e as variações de velocidade no eixo das massas do turbogerador, como nos casos anteriores. É possível observar que tanto as oscilações de torque quanto as de velocidade são reduzidas. A Tabela 5.4 e Tabela 5.5 apresentam os comparativos entre a compensação através do TCSC adotando a estratégia de potência constante e a compensação com capacitor fixo para os valores eficazes de torques e velocidades calculados no intervalo de 2 s a 5 s, de forma análoga ao controle *NGH – SSR*. Pode-se observar um amortecimento de cerca de 60 % a 98 %, no caso da oscilação de torque e de 87,2 % a 97,7 %, no caso da oscilação de velocidade, o que representa uma considerável mitigação dos efeitos da *RSS*. A estratégia baseada no controle de potência se mostra muito eficaz para mitigação dos efeitos da *RSS*, assim como a estratégia *NGH – SSR*.

Figura 5.14 : Torques elétrico e mecânicos com o TCSC – Potência constante



Fonte: Próprio autor.

Figura 5.15: Variação de velocidade no eixo do turbogerador com o TCSC – Potência constante



Fonte: Próprio autor.

Tabela 5.4: Valores eficazes das oscilações de torque no eixo do turbogerador - Potência constante

Massas	Capacitor Fixo	TCSC - Controle de Potência Constante	
	Torque eficaz (pu)	Torque eficaz (pu)	Amortecimento das oscilações (%)
HP e IP	0,7066	0,2829	59,9632
IP e LPA	1,3941	0,5238	62,4274
LPA e LPB	2,3645	0,7805	66,9909
LPB e GEN	1,2612	0,9662	23,3904
GEN e EXC	1,7051	0,0345	97,9767

Fonte: Próprio autor.

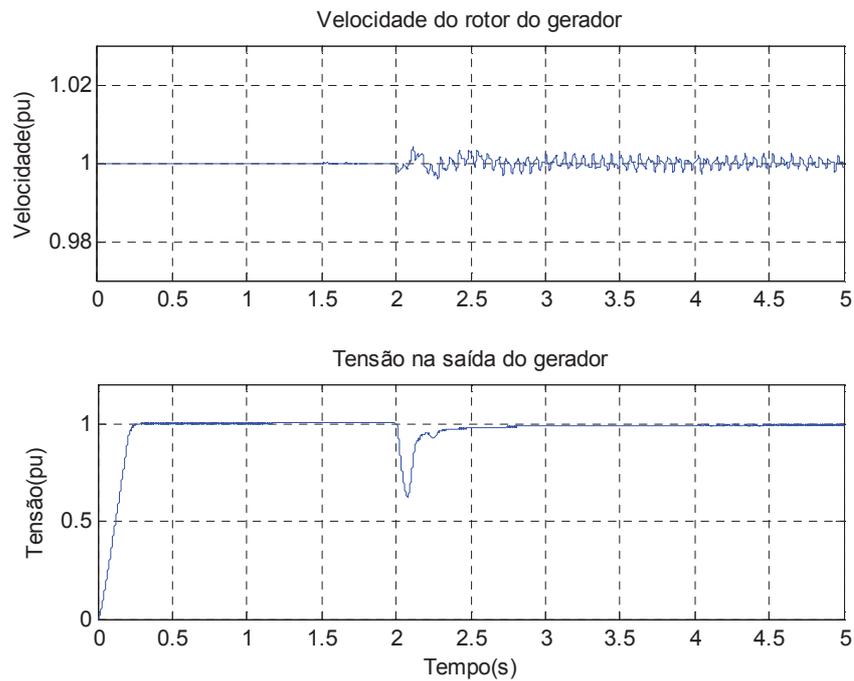
Tabela 5.5: Variação de velocidade no eixo do turbogerador com o TCSC - Potência constante

Massas	Capacitor Fixo	TCSC - Controle de Potência Constante	
	Variação de velocidade eficaz (pu)	Variação de velocidade eficaz (pu)	Amortecimento das oscilações (%)
HP	0,0282	0,0036	87,234
IP	0,017	0,0023	86,4706
LPA	0,0057	0,0018	68,4211
LPB	0,0099	0,0016	83,8384
GEN	0,0101	0,0018	82,1782
EXC	0,1967	0,0045	97,7123

Fonte: Próprio autor.

Através da Figura 5.16 pode-se observar o comportamento da tensão na saída do gerador e da velocidade do rotor do mesmo. Neste caso, como no caso anterior, pode-se perceber um amortecimento das oscilações. A oscilação da velocidade é muito pequena e o perfil de tensão estabiliza em torno de 1 pu.

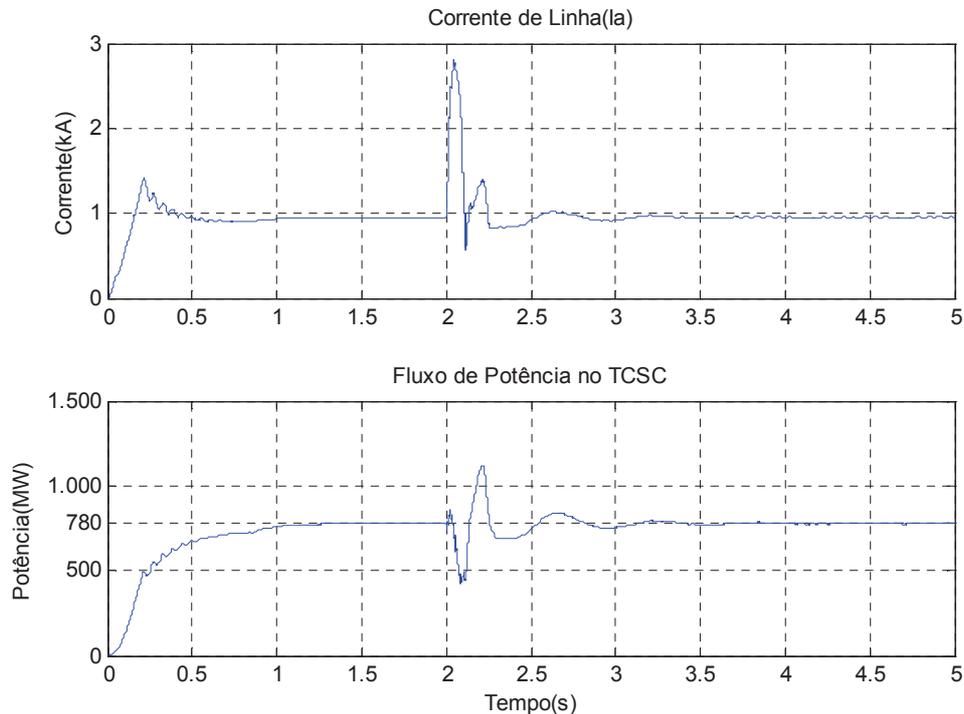
Figura 5.16: Velocidade do rotor e tensão de saída do gerador com TCSC –Potência constante



Fonte: Próprio autor.

A Figura 5.17 apresenta a corrente na linha de transmissão e o fluxo de potência no TCSC. Tanto a corrente da linha quanto a potência apresentam respostas satisfatórias para recuperação de seus valores de *setpoint*.

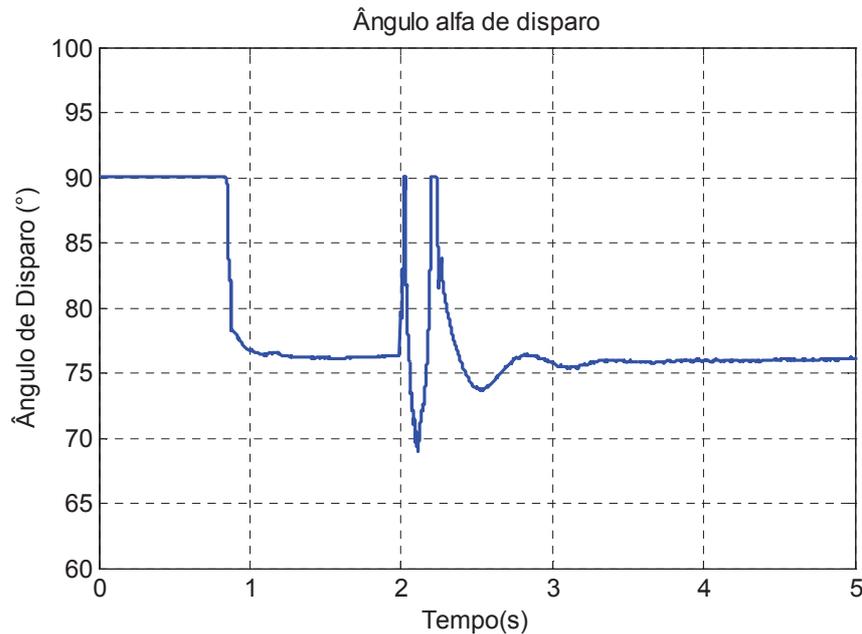
Figura 5.17: Corrente eficaz na linha e fluxo de potência ativa do TCSC – Potência constante



Fonte: Próprio autor.

Através da Figura 5.18 pode-se observar o ângulo de disparo α do TCSC. Assim como foi projetado, o disparo do TCSC ocorre em 76° para que a potência que flui através dele seja de 780 MW. O gráfico apresenta um ângulo de disparo inicial de 90° que representa um transitório inicial do sistema que leva 1s para estabilizar. A partir daí a potência que flui através do TCSC equivale a potência de referência e o ângulo de disparo é o projetado, isto é, 76° . No momento que ocorre a falta, no instante de 2s, o sistema de controle busca manter o valor de referência de potência e logo após 1s o sistema se estabiliza novamente. No instante do transitório, existe uma grande variação nos valores de corrente e potência, mas este transitório não se reflete nos valores de torques mecânicos e velocidade, como observado através das Figura 5.14 e Figura 5.15.

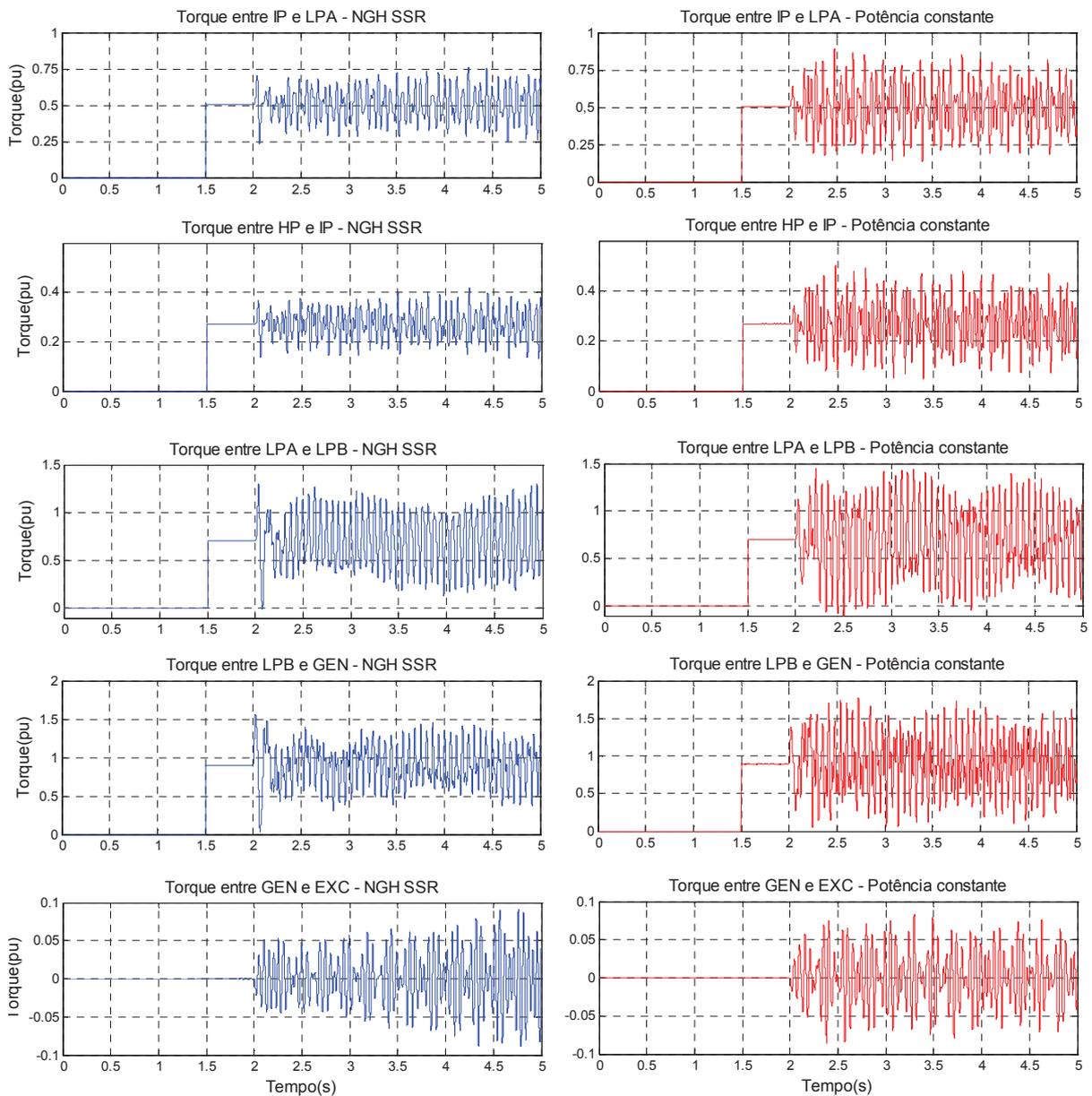
Figura 5.18: Ângulo de disparo do TCSC



Fonte: Próprio autor.

Ambas as metodologias de controle *NGH – SSR* e potência constante se mostraram muito eficientes. As respostas da estratégia *NGH – SSR* são pouco melhores que a de potência constante, tanto para variações de velocidade no eixo das massas que compõem o turbogerador quanto para as variações de torque no mesmo, como pode ser observado através das Figura 5.19 e Figura 5.20. A estratégia de potência constante se mostra pouco superior apenas para a variação de velocidade da massa *EXC* e do torque entre *GEN* e *EXC*. Esta pequena superioridade do controle *NGH – SSR* pode ser observada também através das Tabela 5.6 e Tabela 5.7, onde são comparados os valores eficazes de torques e velocidades entre as duas estratégias de controle, no intervalo de 2 s a 5 s. Pode-se observar que estes valores são pouco superiores para a estratégia de potência constante quando comparada com a *NGH – SSR*, isto é, o amortecimento desta estratégia é menor que aquela, para os parâmetros mecânicos. É possível perceber que o amortecimento da estratégia *NGH – SSR* tem uma superioridade de 1,5 % a 4,5 % quando comparada com a estratégia de potência constante, para as oscilações de torque, exceto para a oscilação entre as massas *GEN* e *EXC*, onde a estratégia de potência constante tem um amortecimento superior em quase 40 %. Já para as oscilações de velocidade, a superioridade da estratégia *NGH-SSR* varia entre 4,3 % a 16,7%, exceto para a massa *EXC*, onde a estratégia de potência constante apresenta um amortecimento 2,22 % superior.

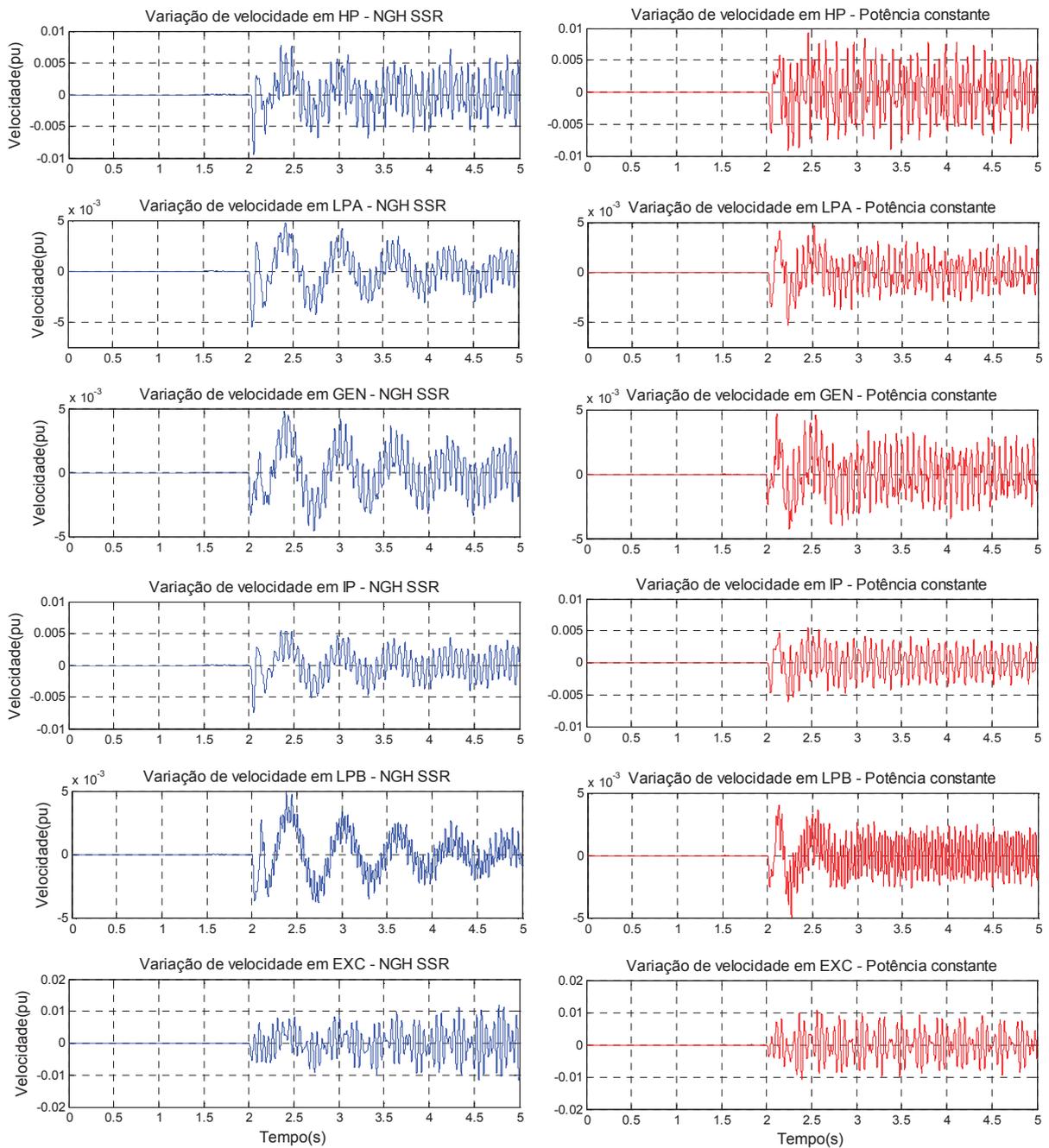
Figura 5.19: Comparação dos torques entre a estratégia *NGH - SSR* e a estratégia com potência constante



Fonte: Próprio autor.

Entretanto o método de potência constante tem uma resposta superior para o torque elétrico, corrente de linha e do fluxo de potência ativa, como pode ser observado nas Figura 5.21 e Figura 5.22. Isto é esperado, pois a proposta principal deste controle é manter o fluxo de potência em um valor desejado. Outro ponto em que o controle de potência se mostra superior é no fato deste ser empregado em uma ampla faixa de compensação da linha, simplesmente alterando o ponto de operação do sistema de controle, sem haver a necessidade da inserção ou retirada de capacitores da linha.

Figura 5.20: Comparação da variação de velocidades entre a estratégia *NGH - SSR* e a estratégia de Potência constante



Fonte: Próprio autor.

De uma forma geral, a estratégia de potência constante se mostra superior quando analisamos as variáveis elétricas do sistema. Isto é importante, pois respostas melhores, ou mais rápidas, são fundamentais no sistema elétrico, pois um equipamento como o *TCSC* não trabalha de

forma isolada. Na maioria dos casos existe uma coordenação entre os dispositivos ou equipamentos do sistema, principalmente nos dispositivos de proteção. Assim, é fundamental que se tenha respostas rápidas dos parâmetros do sistema.

Tabela 5.6: Comparação entre valores eficazes das oscilações de torque entre as estratégias *NGH - SSR* e Potência constante

	Controle de Potência constante	Controle NGH-SSR	
Massas	Torque eficaz (pu)	Torque eficaz (pu)	Relação entre amortecimento NGH - SSR e Potência constante (%)
HP e IP	0,2829	0,2759	2,4744
IP e LPA	0,5238	0,5157	1,5464
LPA e LPB	0,7805	0,7539	3,4081
LPB e GEN	0,9662	0,9371	3,0118
GEN e EXC	0,0345	0,048	-39,13

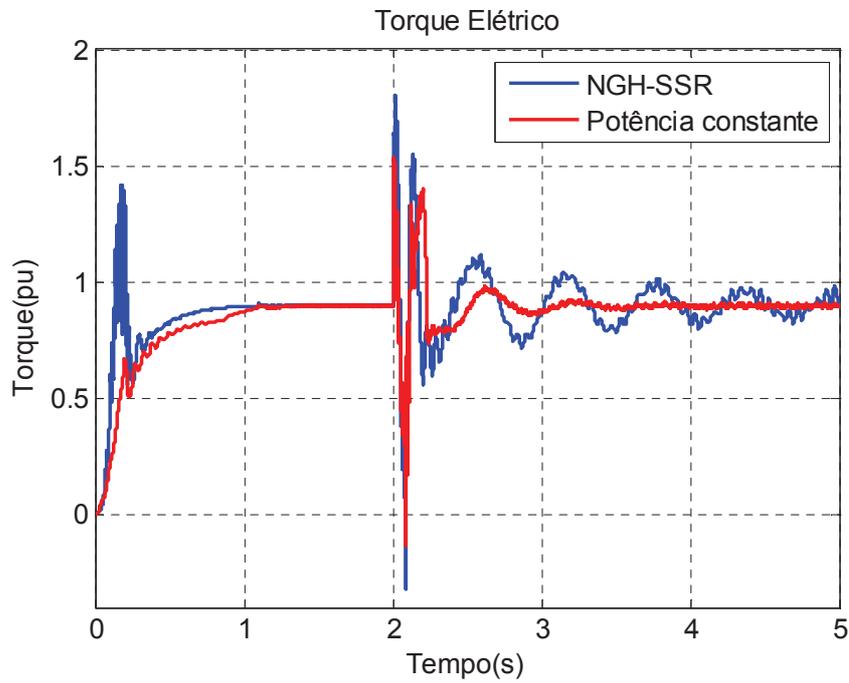
Fonte: Próprio autor.

Tabela 5.7: Comparação entre valores eficazes das oscilações de velocidade entre as estratégias *NGH - SSR* e Potência constante

	Controle de Potência constante	Controle NGH-SSR	
Massas	Variação de velocidade eficaz (pu)	Variação de velocidade eficaz (pu)	Relação entre amortecimento NGH - SSR e Potência constante (%)
HP	0,0036	0,003	16,6667
IP	0,0023	0,0022	4,3478
LPA	0,0018	0,0016	11,1111
LPB	0,0016	0,0015	6,2500
GEN	0,0018	0,0016	11,1111
EXC	0,0045	0,0046	-2,2222

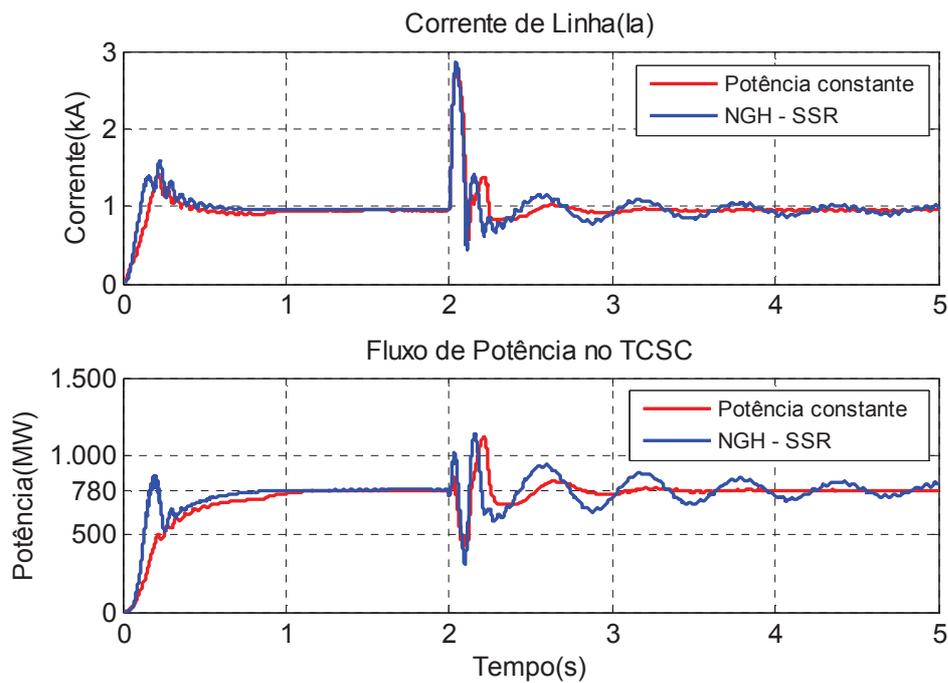
Fonte: Próprio autor.

Figura 5.21: Comparação dos torques elétricos entra a estratégia *NGH - SSR* e a estratégia de potência constante



Fonte: Próprio autor.

Figura 5.22: Comparação da corrente eficaz na linha e do fluxo de potência ativa entre a estratégia *NGH - SSR* e a estratégia de potência constante



Fonte: Próprio autor.

É notável a efetividade dos métodos de controle *NGH – SSR* e de potência constante para mitigar os efeitos da *RSS*. Entretanto, ainda pode-se observar uma oscilação de torques mecânicos e de variações de velocidades, como observado nas Figuras 5.17 e 5.18. Contudo, estas oscilações não representam efeitos da *RSS*, uma vez que não há mais a interação entre o sistema elétrico e o sistema mecânico, pois, como pode ser observado através das Figuras 5.19 e 5.20, não há oscilação subsíncrona nas variáveis elétricas (torque elétrico, corrente de linha, fluxo de potência e tensão do gerador), ou seja, não há troca de energia entre o sistema mecânico e o sistema elétrico abaixo da frequência síncrona. É importante salientar que as constantes de amortecimento do sistema mecânico foram desprezadas, a fim de se considerar o pior caso de oscilação. Assim, pode-se atribuir esta oscilação remanescente, após a atuação do *TCSC*, a esta consideração.

De uma forma geral, ambas as estratégias apresentaram resultados satisfatórios na aplicação de mitigação dos efeitos da *RSS*. Quando os resultados das duas estratégias são comparados entre si, o controle *NGH – SSR* se mostra superior para as variáveis mecânicas e o controle de potência constante se mostra superior para variáveis elétricas, além de ser aplicado para uma faixa de valores para a compensação série da linha de transmissão. Desta forma, o desempenho de cada estratégia dependerá do objetivo da aplicação de cada metodologia.

Capítulo 6: Conclusão

Este trabalho apresentou uma abordagem sobre o fenômeno da *RSS*, decorrente da compensação série capacitiva em linhas de transmissão, bem como seus efeitos causadores dos esforços torcionais nos eixos de geradores. Tais efeitos puderam ser observados com uma análise do modelo *IEEE First Benchmark* utilizando ferramentas computacionais, através de técnicas de autovalores, resposta em frequência e análise no domínio do tempo. Este trabalho também introduziu o conceito do dispositivo *TCSC* e que vem sendo amplamente empregado no sistema de potência, apresentando seu princípio de funcionamento, acionamento e as principais metodologias de controle.

A fim de mitigar os efeitos causados pela *RSS*, duas estratégias de controle empregando o *TCSC* foram propostas: a metodologia baseada no controle *NGH – SSR* e a metodologia baseada no controle de potência constante. Através do software *PSCAD/EMTDC* tais metodologias foram implementadas, simuladas e as variáveis mais relevantes do sistema foram observadas. Foi possível ver que o *TCSC* age de forma efetiva para a mitigação dos efeitos da *RSS* tanto no controle *NGH-SSR* quanto no controle de potência.

O controle *NGH-SSR* se mostrou um pouco superior para o amortecimento das oscilações de torque e velocidade. Entretanto, estratégia baseada na potência se mostrou superior no controle de corrente e, obviamente, no controle de potência, já que sua malha de controle principal trabalha para manter a potência constante. O *TCSC* possui uma capacidade intrínseca de imunidade aos efeitos da *RSS*, contudo, um sistema suplementar de controle para amortecimento de oscilações subsíncronas é utilizado. Outra vantagem do controle de potência é que o *TCSC* poderá atuar, além da mitigação dos efeitos da *RSS*, em uma ampla faixa de compensação da linha sem a necessidade de alteração física do sistema. Isto pode ser alcançado simplesmente alterando os parâmetros de controle *TCSC*. Contudo, esta faixa de variação de compensação deve levar em consideração as limitações dos equipamentos e dos limites de estabilidade do sistema de potência. Assim, elencando os pontos positivos e negativos de cada metodologia apresentada neste trabalho, a melhor resposta dependerá se o objetivo principal do controle é a mitigação dos efeitos da *RSS* ou se este controle é tratado como uma função suplementar do *TCSC*.

6.1 Trabalhos futuros

Os efeitos decorrentes de oscilações subsíncronas em sistema de potência é objeto de estudo amplamente abordado em empresas do setor elétrico e em universidades. Este é um tema que possibilita uma ampla gama de estudo. Com o aumento de ferramentas computacionais e o avanço da tecnologia da eletrônica de potência, as perspectivas no campo de análise de *RSS* vêm aumentando. Assim, pode-se destacar algumas sugestões para trabalhos futuros, tais como:

- Metodologia de amortecimento de oscilações subsíncronas utilizando *PSS*;
- Realizar estudo sobre a interação de *PSS* ou *AVR* (*Automatic Voltage Regulator*) com dispositivos *FACTS* a fim de verificar o impacto nas oscilações subsíncronas;
- Análise e mitigação de *RSS* em sistemas com *HVDC*;
- Aplicação de outros dispositivos *FACTS* para supressão dos efeitos da *RSS* tais como *STATCOM*, *SVC* e *UPFC*;
- Análise e mitigação de *RSS* em sistema de geração eólica com geradores *DFIG* fazendo o comparativo entre estratégia de supressão da *RSS* utilizando um dispositivo *FACTS* e a supressão através do próprio controle do *DFIG*.

Referências Bibliográficas

ANDERSON, P. M.; AGRAWAL, B. L.; VAN NESS, J. E. **Subsynchronous resonance in power systems**. 1990. 2ª ed., New York, IEEE Press.

BAHRMAN, M.; LARSEN, E. V.; PIWKO, R. J.; PATEL, H. S. **Experience with HVDC – turbine-generator torsional interaction at square butte**. 1980. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems.

BALLANCE, J. W.; GOLDBERG, S. **Subsynchronous resonance in series compensated transmission lines**. 1973. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems.

BRANDÃO, L. G. L. **Ferramentas computacionais para análise de estabilidade de sistemas de potência a pequenos sinais**. 2006. UNB.

FARMER, R. G.; KATZ, E.; SCHUALB, A. L. **Navajo project report on subsynchronous resonance analysis and solutions**. 1977. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems.

FOUAD, A. A.; KHU, K. T. **Subsynchronous resonance zones in the IEEE ‘benchmark’ power system**. 1978. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems.

FOUAD, A. A.; KHU, K.T. **Damping of torsional oscillations in power systems with series-compensated lines**. 1978. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems.

GOLDBERG, S.; SCHMUS, W. R. **Subsynchronous resonance and torsional stresses in turbine-generator shafts**. 1979. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems.

HINGORANI, N. G.; BHARGAVA, B.; GARRIGUE, G. F.; RODRIGUEZ, G. D. **Prototype NGH subsynchronous resonance damping scheme: part 1 – field installation and operating experience**. 1987. IEEE Transactions on Power Systems.

HINGORANI, N.G.; GYUGYIL, L. **Understanding FACTS: concepts and technology of flexible AC transmission systems**. 1999. IEEE Press, USA.

IEEE Subsynchronous Resonance Working Group. **First benchmark model for computer simulation of subsynchronous resonance**. 1977. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems.

IEEE Subsynchronous Resonance Working Group. **Terms, definitions and symbols for subsynchronous oscillations**. 1985. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems.

JUNIOR, D.P. **Introdução aos sistemas flexíveis & controladores FACTS**. 2007. DEE-FEIS/UNESP. São Paulo.

JUSAN, F. C. **Análise linear de oscilações subsíncronas em sistemas elétricos de potência**. 2007. UFRJ.

KHU, K.T. **Subsynchronous resonance in power systems: damping of torsional oscillations**. 1977. Iowa State University.

KUNDUR, P. **Power system control and stability**. 1994. New York, McGraw-Hill.

LARSEN, E. V.; BAKER, D. H. **Series compensation operating limits – a new concept for SSR stability analysis**. 1980. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems.

MATHUR, R. M.; VARMA, R.K. **Thyristor-Based FACTS Controllers for Electrical Transmission Systems**. 2002.

MORAES, I. J. **Aplicação de TCSC na distribuição primária : estudo de caso**. 2016. UFES. Vitória.

OGATA, K. **Engenharia de controle moderno**. 2003. 4 ed., São Paulo, Pearson-Prentice Hall.

PADIYAR, K. R. **Analysis of subsynchronous resonance in power systems**. 1999. Norwell, Kluwer Academic Publishers.

PILOTTO, A. S. L.; BIANCO, A.; LONG, F. W. **Impact of TCSC control methodologies on subsynchronous oscillations**. 2003. IEEE Transactions on Power Delivery.

RIVERA S. C. A.; OLGUÍN S. D.; MESSINA, A. R. **Analysis of subsynchronous torsional interactions with FACTS devices**. 2000. IEEE PES Summer Meeting.

TOMIM, M. A. **Análise de estabilidade em regime permanente de sistemas elétricos susceptíveis a ressonância subsíncrona**. 2004. UFI.

VIAN, A. **Uma introdução à análise de ressonância subsíncrona no sistema de transmissão de Itaipu**. 1979. V SNPTEE.

WATSON, W.; MANCHUR, D. **Experience with supplementary damping signals for generator static excitation systems**. 1973 IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems.

Anexo A

TITU

**** The IEEE First Benchmark Model ****

DSYS

N = Network File: A = ANAREDE Formatted File

H = ANAREDE History File

P = PACDYN Formatted File (DEFAULT)

P = Network printout | T = Initial conditions test | V = Voltstab analysis

S = Study type

#(freq) (base) (no) N P T V S

60.000 892.40 0003 H Y Y N 2

DGEN

#(Nb1)noRM(Base)(-HH-)(-X'd)(-X'q)(-Xd-)(-Xq-)(-Ra-)(T'd0)(T'q0)(Xp-)(-Sat-)(-D-)(freq)

#(Nb1)noUU(-X"d)(-X"q)(T"d0)(T"q0)(-Xl-)(-A--)(-B--)(-C--)(-Xt-)(-Rtr)(-Xtr)(-Str)

1 0 5 892.42 8941 0.169 0.228 1.79 1.71 0.0 4.30 0.85 0.0 0.0 0.0

1 0 1 0.135 0.200 0.032 0.050 0.13 0.0 0.0 0.0 0.0

3 0 0

-999

DMAS

#

#(Nb1)no

0001 0

#Flag (-IDENT-)(-Hmass-)(-Dmass-)(-MechT-)(-Kshft-)(-Dshft-)

HP 0.092897 0.10500 0.30 19.303 0.0

IP 0.155589 0.05850 0.26 34.929 0.0

LPA 0.858670 0.01970 0.22 52.038 0.0

LPB 0.884215 0.00233 0.22 70.858 0.0

GEN 0.868495 0.02480 2.822 0.0

STOP EXC 0.0342165 0.010201

-999

END

Anexo B

B.1 Cálculo dos parâmetros do TCSC para a estratégia NGH – SSR

O s valores de base do sistema são:

$$S_B = 892,4 \text{ MVA}, V_B = 500 \text{ kV} \rightarrow Z_B = 255,71 \Omega \quad (\text{B.1})$$

Considerando a compensação série para o modo torcional 1, temos:

$$X_C = 0,472 \text{ pu} \rightarrow X_C = 120,7 \Omega \rightarrow C_{tcsc} = \frac{1}{2\pi \cdot 60 \cdot 120,7} \quad (\text{B.2})$$

$$C_{tcsc} = 21,977 \mu F$$

Como a reatância indutiva do TCSC equivale a 10 % da reatância capacitiva, temos:

$$X_{tcr} = 0,1 \cdot X_C \rightarrow X_{tcr} = 0,1 \cdot 120,7 \rightarrow X_{tcr} = 12,07 \Omega \rightarrow L_{tcsc} = \frac{12,07}{2\pi \cdot 60} \quad (\text{B.3})$$

$$L_{tcsc} = 32 \text{ mH}$$

B.2 Cálculo dos parâmetros do TCSC para a estratégia de potência constante

Para que o TCSC trabalhe em uma região segura, foi escolhido um ângulo de disparo igual a 76° (1,327 rad), como observado através da Figura 5.11. Assim equação 3.12 do TCSC é escrita da seguinte forma:

$$X_L(\alpha) = \frac{X_L \cdot \pi}{\pi - 2\alpha - \text{sen}(2\alpha)} \rightarrow X_L(\alpha) = \frac{X_L \cdot \pi}{\pi - 2 \cdot 1,327 - \text{sen}(2 \cdot 1,327)} \rightarrow X_L(\alpha) = 164,35 X_L \quad (\text{B.4})$$

Baseado na equação 3.11 do TCSC, temos:

$$X_{TCSC} = \frac{164,35X_L \cdot X_C}{X_C - 164,35X_L} \quad (\text{B.5})$$

Para o modo torcional 1, a compensação série deverá ser de 0,472 pu, isto é, $X_C = 120 \Omega$ como calculado anteriormente. Assim, a equação B.5 torna-se:

$$\frac{164,35X_L \cdot X_C}{X_C - 164,35X_L} = 120 \quad (\text{B.6})$$

Considerando $X_C = 7,5X_L$, como sugerido pela literatura para projeto, e substituindo na equação B.6 temos:

$$\frac{164,35X_L \cdot 7,5X_L}{7,5X_L - 164,35X_L} = 120 \quad (\text{B.7})$$

A equação B.7 pode ser reescrita da seguinte forma:

$$1232,6X_L^2 = 18822X_L \rightarrow X_L = 15,27 \Omega \rightarrow L_{tcsc} = \frac{15,27}{2\pi \cdot 60}$$

$$L_{tcsc} = 40,4 \text{ mH}$$

Considerando $X_C = 7,5X_L$, temos:

$$X_C = 7,5 \cdot X_L \rightarrow X_C = 7,5 \cdot 15,27 \rightarrow X_C = 114,52 \Omega \rightarrow C_{tcsc} = \frac{1}{2\pi \cdot 60 \cdot 114,52}$$

$$C_{tcsc} = 23,317 \mu\text{F}$$