MODELAGEM E ANÁLISE DO CAPACITOR SÉRIE CONTROLADO POR CHAVE AUTOCOMUTADA (GCSC) PARA CONTROLE DE OSCILAÇÕES ELETROMECÂNICAS E RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA

Fábio Domingues de Jesus

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA

Aprovada por:

_____
Prof. Edson Hirokazu Watanabe, D.Eng.

_____
Prof. Luís Guilherme Barbosa Rolim, Dr.-Ing.

_____
Prof. Glauco Nery Taranto, Ph.D.

_____
Prof. Pedro Gomes Barbosa, D. Sc.

_____
Prof. Aguinaldo Silveira e Silva, Ph.D.

_____
Dr. Sérgio Gomes Júnior, D. Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL
MAIO DE 2007

JESUS, FÁBIO DOMINGUES DE

Modelagem e Análise de Capacitores Série Controlados por Chave Auto-Comutada (GCSC) para Controle de Oscilações Eletromecânicas e Ressonância Subsíncrona

[Rio de Janeiro] 2007

XVII, 157 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, D.Sc., Engenharia Elétrica, 2007)

Tese – Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Capacitor Série Controlado a Chave-Comutada (GCSC)
2. Modelagem de Equipamentos FACTS
3. Dinâmica de Sistemas Elétricos de Potência
4. Estabilidade Eletromecânica
5. Ressonância Subsíncrona

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

Esta tese é dedicada a minha eterna e maravilhosa esposa Franciole que sempre está ao meu lado e vem me ensinando a enxergar o mundo com mais amor.

AGRADECIMENTOS

Nesta fase da minha vida tive a sorte de ter encontrado um orientar e pesquisador exemplar que é o Prof. Watanabe. Com o prof. Watanabe ao meu lado, aprendi que a persistência é o princípio fundamental para solucionar e desenvolver a parte técnica. Também, aprendi que com ética, sensatez e dedicação exclusiva podemos transformar o nosso país em uma nação soberana. Um dos objetivos da minha vida é passar para outras pessoas os ensinamentos passados a mim pelo professor, pois vejo que esse é o único meio de retribuir ao seu trabalho. Obrigado por me guiar e ajudar na minha formação profissional.

Ao CNPq por apoiar , financiar e tornar possível a realização desta pesquisa

Aos professores Mauríco Aredes, Richard e Walter Suemitsu pela paciência e pelos conhecimentos que foram passados a mim através das suas aulas.

Ao meu amigo Robson que me ajudou incondicionalmente e diretamente neste trabalho de tese.

Aos meus amigos Gilson e Rodrigo por terem me apoiado e acreditado em mim.

Aos meus amigos da UFRJ: Cavaliere, Luizinho, Sotelo, João Moor, Vínicius, Júlio, Emanuel, Kleber, Liliam e Edisio por me darem apoio ao aprimoramento do meu trabalho.

Aos meus amigos do CEPEL Luiz Felipe, José Eduardo e Fabrício Lucas que me ajudaram diretamente neste trabalho.

Ao ELEPOT - Laboratório de Eletrônica de Potência da Universidade do Rio de Janeiro pela disponibilidade de utilização de recursos computacionais.

Em especial, agradeço novamente à minha esposa Franciole pela presença constante ao meu lado e total esforço. Meu amor, sem a sua compreensão e incentivo nos momentos mais difíceis jamais teria conseguido realizar este trabalho.

Por fim, à Deus , que sempre me ajudou em todos momentos da minha vida.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.).

MODELAGEM E ANÁLISE DO CAPACITOR SÉRIE CONTROLADO POR CHAVE AUTOCOMUTADA (GCSC) PARA CONTROLE DE OSCILAÇÕES ELTROMECÂNICAS E RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA

Fábio Domingues de Jesus

Maio / 2007

Orientador: Edson Hirokazu Watanabe

Programa: Engenharia Elétrica

Neste trabalho de tese são apresentados dois estudos independentes do GCSC (***G****ate-controlled* ***S****eries* ***C****apacitor*), sendo que no primeiro foi realizado a modelagem analítica tensorial do GCSC em regime permanente e no segundo foi avaliado a capacidade do GCSC no amortecimento da ressonância subsíncrona e eletromecânica por simulações no programa ATP/ EMTP (***A****lternative* ***T****ransients* ***P****rogram/* ***E****lectromagnetic* ***T****ransients* ***P****rogram*) e por modelagem analítica.

A modelagem tensorial permitiu representar detalhadamente e precisamente o GCSC, e com isto avaliar a penetração de harmônicos gerados pelo mesmo no sistema de potência. A modelagem tensorial mostrou-se mais abrangente do que a formulação fasorial, pois permitiu a análise dos harmônicos individualmente. A modelagem tensorial foi validada pela comparação dos resultados obtidos com o modelo proposto com simulações realizadas no programa de transitórios eletromagnéticos EMTDC/PSCAD. Nos resultados de simulações obtidos no ATP/EMTP (***A****lternative* ***T****ransients* ***P****rogram/* ***E****lectromagnetic* ***T****ransients* ***P****rogram*) verificou-se que o GCSC é capaz de amortecer a ressonância subsíncrona no sistema "IEEE First Benchmark" em duas situações: operando com modulação natural do ângulo de corte ou com um simples controlador composto por um filtro e um ganho.

Por fim, verificou-se a influência do GCSC no amortecimento de oscilações eletromecânicas no modelo linear de Heffron e Philips. Os resultados mostraram que a capacidade do GCSC no amortecimento destas oscilações é influenciada principalmente pelo controle automático de tensão (*AVR-* ***A****utomatic* ***V****oltage* ***R****egulator*) do gerador.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfilment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.).

MODELLING AND ANALYSES OF GATE-CONTROLLED SERIES CAPACITOR (GCSC) FOR ELECTROMECHANICAL OSCILLATION AND SUBSINCRONOUS RESSONANCE CONTROL

Fábio Domingues de Jesus

May / 2007

Advisor: Edson Hirokazu Watanabe

Department: Electrical Engineering

This thesis presents two independents studies for the GCSC (***G****ate-controlled* ***S****eries* ***C****apacitor*): first a tensorial modeling in steady state was done and then the capacity of the GCSC to mitigate resonance subsynchronous resonance was investigated by an electromagnetic transients programs (EMTP) and linear analysis.

The tensorial modeling allowed a detailed and accurate representation for the GCSC and it was important for the investigations of the harmonic injection in the power system. The tensorial model showed to be more complete than phasor model especially because individual harmonics can be analyzed. The tensorial model was validated by comparison of the results obtained with the proposed model and simulations done with the EMTDC/PSCAD program.

The simulated results obtained using ATP/EMTP has shown that the GCSC is able to mitigate subsynchronous resonance in the "IEEE First Benchmark" system in two situations: with natural modulation of the turn-off angle control and a simple controller composed by a filter and a gain.

Finally, the influence of the GCSC was verified to mitigate electromechanical oscillations using the linear Heffron and Philips model. The results showed that the capacity of the GCSC to mitigate this kind of oscillations is mainly influenced by generator's automatic voltage regulator.

ÍNDICE

Capítulo I - Introdução

I.1 Identificação do Problema 1

I.2 Revisão Bibliográfica 2

I.3 Motivação da Pesquisa 9

I.4 Objetivos do Trabalho de Tese 10

I.5 Estrutura da tese 10

Capítulo II - Modelagem Tensorial do GCSC em Regime Permanente 12

II.1 Introdução 12

II.2 Modelagem na Formulação Tensorial 14

II.2.1 Elementos Lineares com a Formulação Tensorial 14

II.3 Modelo do GCSC Através da Formulação Tensorial 15

II.3.1 Configuração do Sistema de Potência com o GCSC 21

II.3.2 Validação do Modelo Tensorial do GCSC 25

II.4 Considerações Finais 40

Capítulo III - Análise do GCSC no amortecimento da RSS

III.1 Introdução 41

III.2 Fenômeno da Ressonância Subsíncrona 43

III.3 Sistema "IEEE First Benchmark" 44

III.3.1 Frequência Natural Torcional 45

III.3.2 Simulações Digitais do Sistema "IEEE First Benchmark" 47

III.4 IEEE First Benchmark com o GCSC 50

III.4.1 Controle do ângulo de corte do GCSC 52

III.4.2 Característica Potência x Ângulo de Corte 54

III.4.3 Resultados de Simulação do GCSC Operando em Malha Aberta no Amortecimento da RSS 55

III.5 Análise do Amortecimento da RSS com o GCSC operando em malha fechada... 61

III.6 Considerações Finais 78

Capítulo IV - Análise do GCSC no Controle de Fenômenos Eletromecânicos

IV.1 Introdução 80

IV.2 Análise Linear de Oscilações de Baixa Freqüência 82

IV.2.1 Oscilações de Baixa Freqüência no Modelo Clássico 82

IV.2.2 Oscilações de Baixa Freqüência no Modelo Clássico com Compensação Série Capacitiva Fixa 88

IV.2.3 Oscilações de Baixa Freqüência no Modelo Clássico com o GCSC 92

IV.3 Modelo linear da máquina síncrona 99

IV.3.1 Máquina Síncrona Conectada a uma Barra Infinita (MBI) 100

IV.3.2 Máquina Síncrona Conectada a uma Barra Infinita Através de uma Linha Compensada com o GCSC 102

IV.4 Máquina Síncrona com PSS Conectada a uma Barra Infinita Através de uma Linha Compensada com o GCSC 110

IV.4.1 Exemplos de Aplicação do Sistema MBI com AVR, PSS e GCSC 114

IV.4.2 Exemplos de Aplicação do Sistema MBI com AVR, PSS e GCSC operando em malha fechada 132

IV.5 Considerações Finais 147

Capítulo V 146

V - Conclusão 146

VI – Trabalhos Futuros 150

Referências Bibliográficas 151

Lista de Figuras

Figura I-1: Topologia básica do TSSC conectados em série com uma linha CA. 3

Figura I-2: Topologia básica do TCSC conectado em série com uma linha CA. 4

Figura I-3: Faixa de operação do TCSC no plano VxI. 4

Figura I-4: Diagrama de blocos de um SSSC baseado em um VSI. 5

Figura I-5: Região de operação do SSSC. 6

Figura I-6:Circuito Básico do GCSC. 7

Figura I-7: Formas de onda da corrente da linha (i), da tensão do capacitor (v_c), da tensão fundamental da tensão do capacitor (v_{cref}) e dos pulsos das chaves. 8

Figura I-8: Faixa de operação do GCSC no plano VxI. 9

Figura II-1: Função de chaveamento (S), corrente da linha (i) e corrente do capacitor (i_c)..... 17

Figura II-2: Sistema de potência simples com GCSC. 21

Figura II-3: Corrente da linha (i), tensão no capacitor (v_c) e função de chaveamento... 22

Figura II-4: Sistema de equações para a determinação das correções das variáveis do sistema pelo método de Newton. 24

Figura II-5: Estrutura da matriz do sistema com o GCSC conectado. 26

Figura II-6: Formas de ondas da tensão e corrente de linha. 26

Figura II-7: (a) Tensão no capacitor do GCSC, (b) Espectro harmônico de vc. 28

Figura II-8: Corrente no capacitor (a) e o seu espectro harmônico (b). 29

Figura II-9: Sistema de transmissão com o GCSC. 31

Figura II-10: Linha de transmissão representada por circuito equivalente π. 33

Figura II-11: Representação da torre da linha de transmissão.....34

Figura II-12: Estrutura da matriz tensorial para o sistema de potência com o GCSC.... 35

Figura II-13: Tensão no capacitor do GCSC pelo modelo tensorial. 36

Figura II-14: Tensão no capacitor do GCSC pelo modelo tensorial. 37

Figura II-15: Tensão no capacitor do GCSC pelo modelo tensorial. 38

Figura II-16: Tensão na barra 4 (a) e seu espectro harmônico (b). 39

Figura III-1. Sistema de potência “IEEE First Benchmark”.....44
Figura III-2. Modelo da estrutura do rotor de uma máquina síncrona.....45
Figura III-3: Torque elétrico da máquina síncrona com compensação fixa excitando o modo 1 da RSS.....48
Figura III-4: Corrente na fase “a” com compensação fixa excitando o modo 1 da RSS.48
Figura III-5: Potência que flui na linha com compensação fixa excitando o modo 1 da RSS.....49
Figura III-6: Tensão na fase “a” do gerador com compensação fixa excitanto o modo 1 da RSS.....49
Figura III-7: Variação da reatância equivalente do GCSC em função do ângulo de corte (γ).....51
Figura III-8: Sistema de potência “IEEE First Benchmark” com o GCSC.....52
Figura III-9 – Controle do ângulo de corte baseado no detector cruzamento por zero. 53
Figura III-10 – Detector do ângulo baseado no detector por cruzamento por zero.....54
Figura III-11: Variação da potência em função do ângulo de corte (γ).....55
Figura III-12: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando em malha aberta no Caso 1.....56
Figura III-13: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando em malha aberta no Caso 2.....57
Figura III-14: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando em malha aberta no Caso 3.....59
Figura III-15: Detalhe do torque elétrico da máquina com GCSC operando em malha aberta no Caso 3.....59
Figura III-16: Variação da freqüência com GCSC operando em malha aberta no Caso 3.....60
Figura III-17: Variação do ângulo de corte (γ) no Caso 3.....60
Figura III-18: Potência elétrica no sistema IEEE com o GCSC operando em malha aberta.....61
Figura III-19: Diagrama de controle do ângulo de corte (γ).....63
Figura III-20: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando em malha fechada no Caso 1.....64
Figura III-21: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando em malha fechada no

Caso 2.....65
Figura III-22: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando em malha fechada no Caso 3.....65
Figura III-23: Diagrama de controle modificado do ângulo de corte (γ) do GCSC.....67
Figura III-24: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando com o controlador modificado no Caso 1 68
Figura III-25: Corrente da linha de transmissão com o GCSC operando com o controlador modificado no Caso 1 69
Figura III-26: Torque elétrico com o GCSC operando: com e sem um controle especifico.....70
Figura III-27: Torque elétrico com o GCSC operando com o ganho do filtro k2=1 [°/MW].....71
Figura III-28: Torque elétrico com o GCSC operando com o ganho do filtro k2 = 3 [°/MW].....71
Figura III-29: Torque elétrico com o GCSC operando com o ganho do filtro k2 = 2 [°/MW].....72
Figura III-30: Tensão do GCSC para um ganho de k2 = 1 [°/MW].....73
Figura III-31: Tensão do GCSC para um ganho de k2 = 2 [°/MW].....73
Figura III-32: Tensão do GCSC para um ganho de k2 = 3 [°/MW].....74
Figura III-33: Tensão do GCSC para freqüência de corte do filtro (fc= 1 Hz) LPF2. 75
Figura III-34: Tensão do GCSC para freqüência de corte do filtro (fc= 0,6 Hz) LPF2. 75
Figura III-35: Tensão do GCSC para freqüência de corte do filtro (fc= 0,4 Hz) LPF2. 76
Figura III-36: Diagrama de controle do ângulo de corte (γ) do GCSC com o controlador avanço-atraso.....77
Figura III-37: Torque elétrico com o GCSC operando com o controlador avanço-atraso.....77
Figura III-388: Detalhe do torque elétrico com o GCSC operando com o controlador avanço-atraso.....78

Figura IV-1: Modelo clássico de um gerador conectado a uma barra infinita. 83
Figura IV-2: Diagrama de blocos do modelo clássico de um gerador conectado a uma barra infinita. 85
Figura IV-3: Ângulo do rotor da Máquina com KD=0 (a), KD=10 (b) e KD=-10(c).... 87

Figura IV-4: Sistema de potência compensado com o um capacitor fixo. 88
Figura IV-5: Diagrama de blocos do modelo clássico de um gerador conectado a uma barra infinita através de uma linha de transmissão compensada. 92
Figura IV-6: Sistema de potência compensado com o GCSC. 93
Figura IV-7: Diagrama de blocos da reatância equivalente sintetizada pelo GCSC em função da variação de freqüência no sistema elétrico. 95
Figura IV-8: Diagrama de blocos do modelo clássico de um gerador conectado a uma barra infinita através de uma linha de transmissão compensada com o GCSC..... 97
Figura IV-9: Sistema de potência compensado com o GCSC, (a) γo=139,95o, (b) γo=124,95o e (c) γo=114,93o. 99
Figura IV-10: Diagrama em blocos do modelo linear do sistema máquina – barra infinita..... 102
Figura IV-11: Máquina síncrona conectada à barra infinita através de uma linha compensada com o GCSC. 103
Figura IV-12: Diagrama em blocos da máquina síncrona com o GCSC conectado no sistema. 110
Figura IV-13: Diagrama em blocos da máquina síncrona com AVR, PSS e o GCSC conectado ao sistema. 111
Figura IV-14: Diagrama em blocos da máquina síncrona com o GCSC conectado no sistema. 112
Figura IV-15: Diagrama de blocos da reatância equivalente sintetizada pelo GCSC quando há variação de freqüência no sistema elétrico. 133
Figura IV-16: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,1 (pu) com KA=0 (Caso 1). 134
Figura IV-17: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,1 com KA=52 (Caso 1). 135
Figura IV-18: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,3 com KA=0 (Caso 1).136
Figura IV-19: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,3 com KA=52 (Caso 1). 136
Figura IV-20: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,5 pu com KA=0 (Caso 1). 137
Figura IV-21: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,5 com KA=52 (Caso 1). 137

Figura IV-22: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,1 com KA=0 (Caso 2).138
Figura IV-23: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,1 com KA=52. (Caso 2). 139
Figura IV-24: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,3 com KA=0. (Caso 2). 139
Figura IV-25: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,3 com KA=52. (Caso 2). 139
Figura IV-26: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,5 com KA=0. (Caso 2). 140
Figura IV-27: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,5 com KA=52 (Caso 2). 140
Figura IV-28: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,1 com KA=0 (Caso 3).141
Figura IV-29: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,1 (pu) com KA=52 (Caso 3). 142
Figura IV-30: Lugar das raízes do sistema MBI para Xc(γ)=0,3 (pu) com KA=0 (Caso 3). 142
Figura IV-31: Localização dos autovalores do sistema MBI para Xc(γ)=0,3 (pu) com KA=52 (Caso 3). 143
Figura IV-32: Localização dos autovalores do sistema MBI para Xc(γ)=0,5 (pu) com KA=0 (Caso 3). 143
Figura IV-33: Localização dos autovalores do sistema MBI para Xc(γ)=0,5 (pu) com KA=52 (Caso 3). 144
Figura IV-34: Localização dos autovalores do sistema MBI com PSS para o Caso 3. 145
Figura IV-35: Localização dos autovalores do sistema MBI para Xc(γ)=0,1 (pu) com KA=9 (Caso 3). 145
Figura IV-36: Localização dos autovalores do sistema MBI para Xc(γ)=0,1 (pu) com KA=52 (Caso 3). 146
Figura IV-37: Localização dos autovalores do sistema MBI para Xc(γ)=0,5 (pu) com KA=9 (Caso 3). 146
Figura IV-38: Localização dos autovalores do sistema MBI para Xc(γ)=0,5 (pu) com KA=52 (Caso 3). 147

Lista de Tabelas

Tabela II-1: Valores dos Parâmetros do Sistema da Figura II-9. 25
Tabela II-2: Valores dos Parâmetros do Sistema da Figura II-9. 30
Tabela III-1: Freqüências naturais do rotor e reatância capacitiva série que excita a SSR 47
Tabela III-2: Casos de compensação no sistema IEEE First Benchmark com o GCSC 51
Tabela IV-1: Autovalores, coeficiente de amortecimento e freqüência natural em função de KD..... 86
Tabela IV-2: Autovalores, coeficiente de amortecimento e freqüência natural em um sistema. 98
Tabela IV-3: Parâmetros dos sistemas exemplos 115
Tabela IV-4: Ângulo de corte do GCSC. 116
Tabela IV-5: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante sem GCSC K1=1,0540 (Caso 1), K5= -0,0602..... 119
Tabela IV-6: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC Xc(γ)=0,1, K1= 1,2043 e K5 =-0,0960. (Caso 1) 119
Tabela IV-7: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC Xc(γ)=0,3 pu, K1= 1,3696 e K5 = -0,1392. (Caso 1) 120
Tabela IV-8: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC Xc(γ)=0,5 pu, K1= 1,7389 e K5 = -0,2598 (Caso 1). 120
Tabela IV-9: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante sem GCSC K1=1,4058 (Caso 2), K5= 0,0210. 121
Tabela IV-10: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC Xc(γ)=0,1, K1= 1,5117 e K5 =-0,0026. (Caso 2). 122
Tabela IV-11: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC Xc(γ)=0,3 K1= 1,8058 e K5 =- 0,0796. (Caso 2). 122
Tabela IV-12: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC Xc(γ)=0,5 K1= 2,2650 e K5 =-0,2229. (Caso 2). 123
Tabela IV-13: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante sem GCSC K1= 0,7413, K5 = -0,2554 Caso 3. 123
Tabela IV-14: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC Xc(γ)=0,1, K1= 0.8126 e K5 = -0.2793. (Caso 3) 124

Tabela IV-15: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC Xc(γ)=0,3, K1= 1,0472 e K5 = -0,3577. (Caso 3). 124
Tabela IV-16: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC Xc(γ)=0,5, K1= 1,3378 e K5 = -0,4543 (Caso 3) 125
Tabela IV-17: Nível de compensação do GCSC Xc(γ)=0,1 (Caso 1). 130
Tabela IV-18: Nível de compensação do GCSC Xc(γ)=0,3 (Caso 1). 130
Tabela IV-19: Nível de compensação do GCSC Xc(γ)=0,5 (Caso1). 130
Tabela IV-20: Nível de compensação do GCSC Xc(γ)=0,1 (Caso2). 130
Tabela IV-21: Nível de compensação do GCSC Xc(γ)=0,3 (Caso2). 131
Tabela IV-22: Nível de compensação do GCSC Xc(γ)=0,5 (Caso2). 131
Tabela IV-23: Nível de compensação do GCSC Xc(γ)=0,1 (Caso3). 131
Tabela IV-24: Nível de compensação do GCSC Xc(γ)=0,3 (Caso3). 132
Tabela IV-25: Nível de compensação do GCSC Xc(γ)=0,5 (Caso3). 132

Nomenclatura

Siglas e Abreviações

TCSC	- Thyristor-Controlled Series Capacitor (capacitor série controlado a tiristor)
TSSC	- Thyristor Switched Series Capacitor
TSBR	- Thyristor Switched Braking Resistor
TCVL	- Thyristor Controller Voltage Limiter
SVC	- Static var Compensator (compensador estático de reativo)
UPFC	- Unified Power Flow Controller (controlador unificado de fluxo de potência)
SSSC	- Static Synchronous Series Compensator (compensador síncrono estático com conexão em série)
PSS	- Power System Stabilizer (sinal estabilizador de sistema de potência)
IPC	- Interline Power Flow Controller (controlador para distribuição de fluxo de potência entre linhas)
LTC	- Transformer-Load Tap Changer
NGH	- Hingorani Damper
PAR	- Phase-Angle Regulator
SCCL	- Super-Conducting Current Limiter
SVC	- Static Var Compensator
STATCOM	- Static Synchronous Compensator (compensador síncrono estático com conexão em derivação)
TCPAR	- Thyristor Controller Phase-Angle Regulator
BESS	- Battery Energy Storage
LTC	- Transformer-Load Tap Changer
SCCL	- Super-Conducting Current Limiter
SMES	- Super-Conducting Magnetic Energy Storage
CSC	- Convertible Static Compensator (compensador estático conversível)

Simbolos Gerais

δ	- ângulo de rotor
ω	- freqüência em rad/s
E'q	- Tensão interna da armadura
E_{fd}	- steady state internal voltage armature
T_m	- torque mecânico;
T_e	- torque elétrico
D	- coeficiente de amortecimento
V_t	- tensão terminal da maquina
i_q e i_d	- correntes de armadura no eixo d-q
H	- coeficiente de inércia
T_r e K_r	- tempo de coeficiente e ganho do regulador de tensão
X_d	- reatância síncrona de eixo direto
X'_d	- reatância transitória de eixo direto
X''_d	- reatância subtransitória de eixo direto
X_q	- reatância síncrona de eixo de quadratura
X'_q	- reatância transitória de eixo de quadratura
X''_q	- reatância subtransitória de eixo de quadratura
T'_{do}	- constante de tempo transitória do enrolamento de armadura a circuito de campo
T''_{do}	- constante de tempo subtransitória do enrolamento de armadura a circuito de campo
T'_d	- constante de tempo transitória do enrolamento de armadura em curto-circuito
T''_d	- constante de tempo subtransitória do enrolamento de armadura em curto-circuito

Capítulo

I

INTRODUÇÃO

I.1 Identificação do Problema

No Brasil vem sendo aumentado a interconexão do sistema elétrico com o objetivo ter maiores opções de exportação e importação de energia de uma região para outra, e consequentemente aumentando as possibilidades de fornecimento de energia ao sistema como um todo [1]. Além de manter o fornecimento, é necessário garantir qualidade na energia elétrica, e se possível, otimizar sua transmissão para que tenha um melhor aproveitamento.

Atualmente, para garantir tais exigências do sistema elétrico, são utilizados equipamentos convencionais, na sua maioria, tais como: reatores conectados paralelo e capacitores conectados em série e/ou paralelo, compensadores síncronos e entre outros. Porém, há também, em algumas localidades a utilização de equipamentos compostos

por dispositivos de eletrônica de potência tais como, SVC (***S**tatic **V**AR **C**ompesator*), TCR (***T**hyristor-**c**ontrolled **R**eactor*) e TCSC (***T**hyristor-**c**ontrolled **S**eries **C**apacitor*). Estes equipamentos utilizam na sua operação o conceito FACTS (***F**lexible **A**lternating **C**urrent **T**ransmission **S**ystems)* proposto por Hingorani em 1988 [2]. Este conceito propõe uma maior controlabilidade e flexibilidade do sistema elétrico de transmissão em corrente alternada (CA), e deste modo, apresentam melhores características de operação do que os equipamentos convencionais.

O aumento de aplicação de equipamentos FACTS no sistema elétrico brasileiro é uma real possibilidade devido à necessidade em aumentar o seu controle, e em especial ao aumento de fluxo de energia e de amortecimentos de oscilações.

Para essas finalidades, o GCSC (***G**ate-**c**ontrolled **S**eries **C**apacitor*) apresenta-se como um dispositivo viável na aplicação real, pois se propõe a promover o controle de um sistema interconectado com as seguintes características:

- balancear ou redirecionar o fluxo de potência nas linhas de transmissão;
- aumentar a capacidade de transferência de potência em sistema de transmissão;
- amortecer eventuais oscilações de baixa freqüência de potência e/ou ressonância subsíncrona (RSS).

I.2 Revisão Bibliográfica

Os dispositivos FACTS vêm sendo estudados e aplicados em sistemas de transmissão e distribuição desde o inicio da década de 80 quando este conceito foi consolidado. No entanto, alguns como o SVC já estava em estudos antes desta época. Estes dispositivos podem ser conectados em série ou em paralelo com as linhas de transmissão. Como este trabalho de tese trata de um dispositivo FACTS conectado em série, os principais dispositivos deste tipo serão apresentados e discutidos nesta revisão.

Os dispositivos FACTS conectados em série da primeira geração são baseados

em tiristores, os quais são chaves semicondutoras com alta capacidade de condução de corrente (até 4 kA) e podem bloquear altos valores de tensão (até 8 kV). Os principais dispositivos FACTS baseados em tiristores são: o TSSC (***T**hyristor **S**witched **S**eries **C**apacitor*) e o TCSC (***T**hyristor **C**ontrolled **S**eries **C**apacitor*). Uma limitação dos tiristores é que o instante de entrada em condução pode ser controlado. Já o instante de corte é determinado pela passagem natural da corrente por zero. Portanto, o corte depende do circuito externo e não pode ser controlado através de sinais elétricos.

A Figura I-1 mostra um esquema básico de um TSSC conectado em série. Esta figura mostra que o TSSC é formado por um par de tiristores conectado em paralelo com um capacitor. Entretanto, os capacitores nesta configuração operam apenas em dois estados diferentes: totalmente inseridos na linha ou totalmente curto-circuitados por ciclos internos. Não há como fazer o controle de ângulo de disparo e inserir o capacitor por uma parte do ciclo ou semiciclo. Assim, o TSSC apresenta uma característica de compensação discreta e praticamente não produz correntes harmônicas em regime permanente. Além disto, como os tiristores são disparados ou cortados com a tensão nula nos terminais do capacitor o transitório de corte delas implica no aparecimento do nível cc sobre o capacitor. Maiores detalhes deste dispositivo podem ser encontrados em [3].

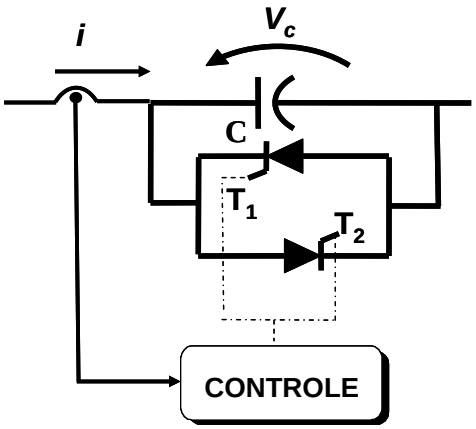


Figura I-1: Topologia básica do TSSC conectados em série com uma linha CA.

O TCSC é constituído por um capacitor em paralelo com um TCR (Reator controlado a tiristor), e é mostrado na Figura I-2. Edris et. al. [4] mostraram que o TCSC pode ser utilizado para o controle de fluxo de potência, no amortecimento da

ressonância subsíncrona e no amortecimento de oscilação de potência através do controle contínuo do ângulo de disparo dos tiristores.

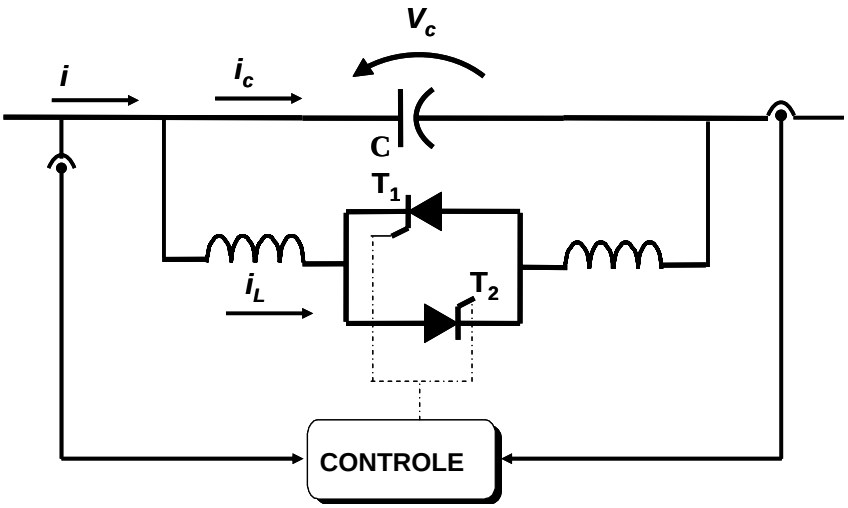


Figura I-2: Topologia básica do TCSC conectado em série com uma linha CA.

A Figura I-3 mostra a característica típica tensão x corrente de um TCSC e pode-se verificar que o mesmo opera de forma controlada (ângulo de disparo variável) na região capacitiva e de forma fixa (ângulo de disparo fixo) na região indutiva.

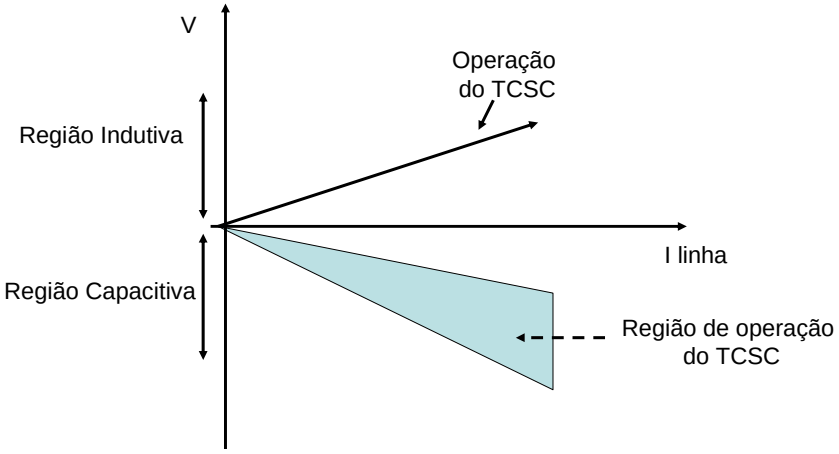


Figura I-3: Faixa de operação do TCSC no plano VxI.

Estas características fazem com que o TCSC tenha maior faixa de operação e mais aplicações do que o TSSC.

O desenvolvimento de chaves semicondutoras auto-comutadas, tais como o

GTO (***G**ate **T**urn-**o**ff Thyristors*), o IGBT (***I**nsulated **G**ate **B**ipolar **T**ransistor*) e o IGCT (***I**ntegrated **G**ate-**C**ommuted **T**hyristor*) entre outras, permitiu o projeto de conversores estáticos de tensão VSC (***V**oltage **S**ource **C**onverter*). As principais características destas chaves são: capacidade de bloquear tensões elevadas e cortar altas correntes [5] e [6].

Os dispositivos FACTS constituídos por chaves auto-comutadas e baseados em conversores VSC caracterizam a segunda geração dos equipamentos FACTS e atualmente são as principais opções para os projetos dos compensadores destinados a aplicações nos sistemas de potência. O equipamento FACTS pertencente a essa segunda geração de compensadores e conectado em série à rede CA é o SSSC (***S**tatic **S**ynchronous **S**érie **C**ompensator*). Também, podem estar em série com a linha uma parte do UPFC (***U**nified **P**ower **F**low **C**ontrol*) ou do IPFC (***I**nterline **P**ower **F**low **C**ontroller*).

A Figura I-4 mostra o diagrama de blocos de um SSSC baseado em um VSC conectado em série com uma linha de transmissão CA. A potência reativa de referência (Q_{ref}) ou referência da tensão série (V_{cref}) fornecida ao bloco do controlador corresponde à potência que deve ser sintetizada pelo compensador em série com a linha, tendo como objetivo principal, o controle do fluxo de potência na mesma.

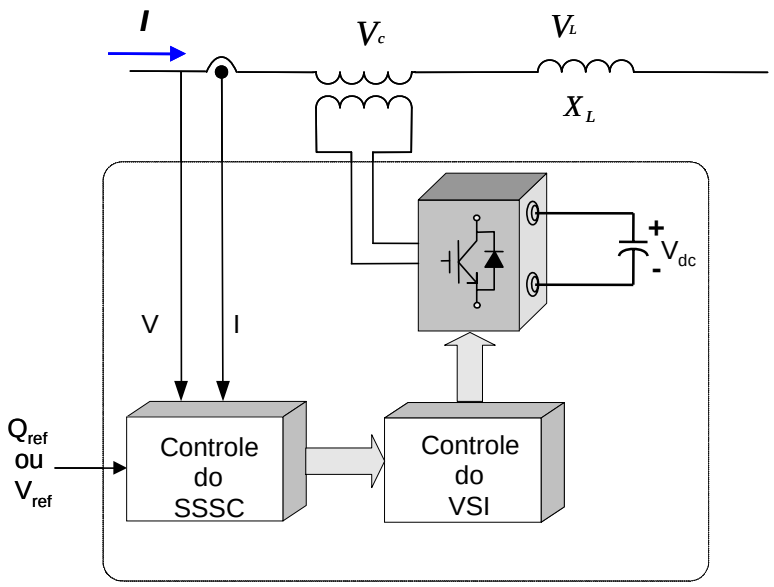


Figura I-4: Diagrama de blocos de um SSSC baseado em um VSI.

Sen [7], Barbosa [8] e Jesus [9] mostram que o SSSC é capaz de realizar o rápido controle de fluxo de potência em um sentido, ou até mesmo reverter este fluxo em uma linha de transmissão.

A Figura I-5 mostra a região de operação do SSSC. Esta figura mostra que o compensador pode operar tanto com uma característica de compensação capacitiva (tensão atrasada em relação à corrente da linha) quanto indutiva (tensão adiantada em relação à corrente da linha).

O principal problema do SSSC é devido ao custo elevado dos componentes na sua composição (inversores, transformadores, etc.), tanto que até o momento não se sabe de nenhum SSSC em uso.

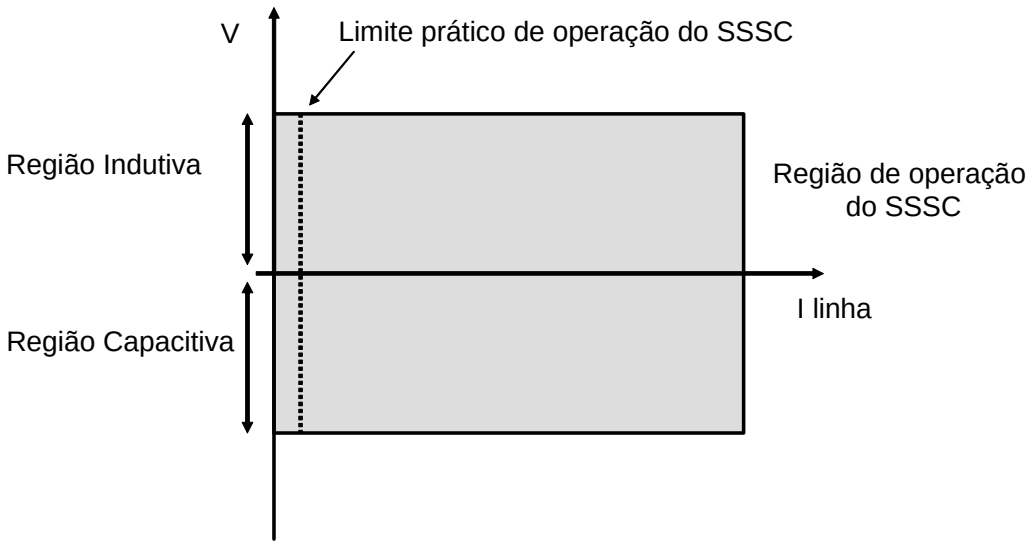


Figura I-5: Região de operação do SSSC.

O conceito do capacitor série controlado por chave autocomutada foi publicado inicialmente por Karady et. al. em 1993 [10] com o objetivo de realizar a compensação série continuamente controlada em um sistema de transmissão, e consequentemente, o controle contínuo do fluxo de potência.

Posteriormente, este dispositivo passou a ser chamado GCSC (***G**TO **C**ontrolled **S**eries **C**apacitor*) devido ao fato do GTO ser a opção de chave à época [11] [12]. Por volta de 2002, tendo em vista a possibilidade de se usar outras chaves além do GTO, como o IGCT, o nome foi alterado para Gate-controlled Series Capacitor; mantendo a

sigla GCSC [4].

O GCSC consiste principalmente de um capacitor e duas chaves semicondutoras auto-comutadas (GTO, IGBT ou IGCT) conectadas em anti-paralelo, conforme mostrado na Figura I-6. Provavelmente, o GCSC tem a configuração mais simples de todos os dispositivos FACTS. Apesar do GCSC ser composto por chaves da segunda geração, o seu principio de controle é do tipo impedância variável, como os dispositivos da primeira geração.

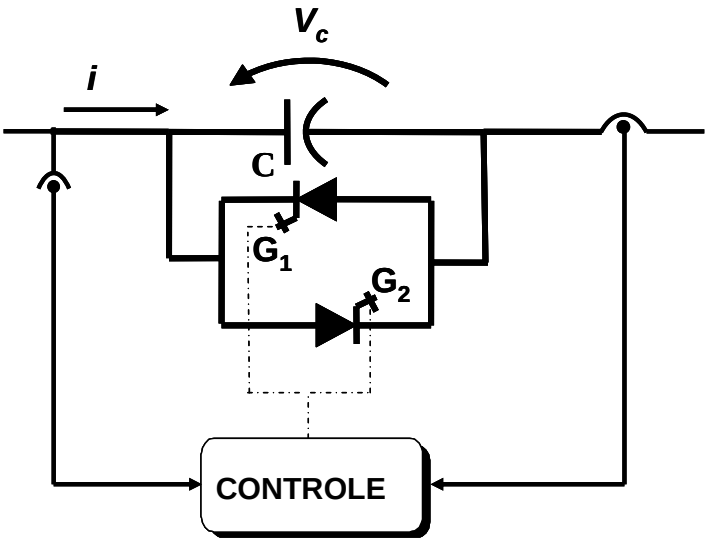


Figura I-6:Circuito Básico do GCSC.

Na Figura I-7 é apresentado o princípio de funcionamento do GCSC considerando que está conectado em série com uma fonte de corrente senoidal ideal, com freqüência e amplitude constante representando uma linha de transmissão em regime permanente. Verifica-se nesta figura que quando as chaves (G_1 e G_2) estão cortadas ("off") a corrente (*i*) flui pelo capacitor, representando a compensação máxima da linha. Quando a chave G_1 ou G_2 está em condução ("on") não há passagem de corrente pelo capacitor (tensão é nula no capacitor). Este modo de operação das chaves é denominado de modo "em curto", e conseqüentemente, o GCSC não realiza a compensação da linha.

Pode-se obter um valor de tensão no capacitor do GCSC diferente do máximo ou nulo através da variação do ângulo de corte (γ) nas chaves semicondutoras. A

referência da medida do valor de ângulo de corte é definida através do cruzamento por *zero* da corrente da linha. A Figura I-7 mostra a forma de onda da tensão sobre o capacitor para um ângulo de corte (γ). Verifica-se nesta figura que há tensão no capacitor quando as chaves estão (G_1 e G_2) cortadas. O nível de compensação da linha é determinado pela componente fundamental da tensão do capacitor (v_{cf}) o qual pode variar continuamente com o ângulo de corte. Maiores detalhes da característica deste princípio de funcionamento também pode ser encontrado em Souza [12]. Vale ressaltar que o GCSC é um dispositivo dual ao TCR (Thyristor-controlled Reactor). Sendo que este último é indicado para conexão em paralelo com uma fonte de tensão e o GCSC é indicado para a conexão em série com uma fonte de corrente (ou uma linha de transmissão).

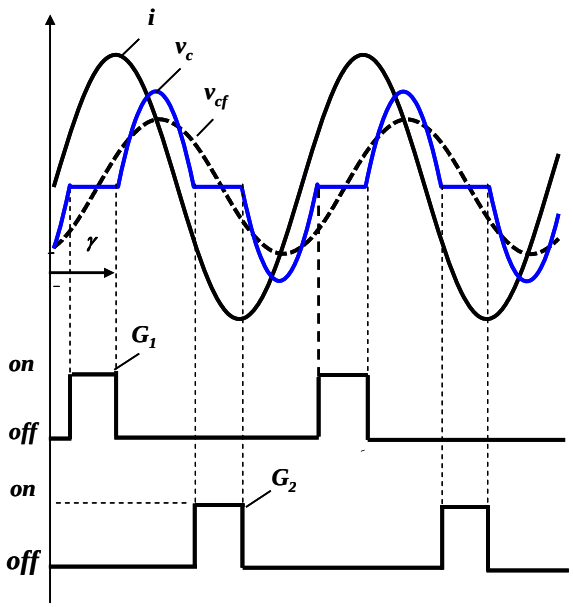


Figura I-7: Formas de onda da corrente da linha (i), da tensão do capacitor (v_c), da tensão fundamental da tensão do capacitor (v_{cref}) e dos pulsos das chaves.

A Figura I-8 mostra que a região de operação do GCSC é somente na área capacitiva. Verifica-se nesta figura que o GCSC pode ter valor nulo de tensão para qualquer valor de corrente da linha. Esta característica não ocorre no TCSC devido ao ramo TCR. O GCSC pode operar como uma reatância capacitiva variável com mostrado na Figura I-8, mas pode também operar limitando a tensão máxima em seus terminais [5].

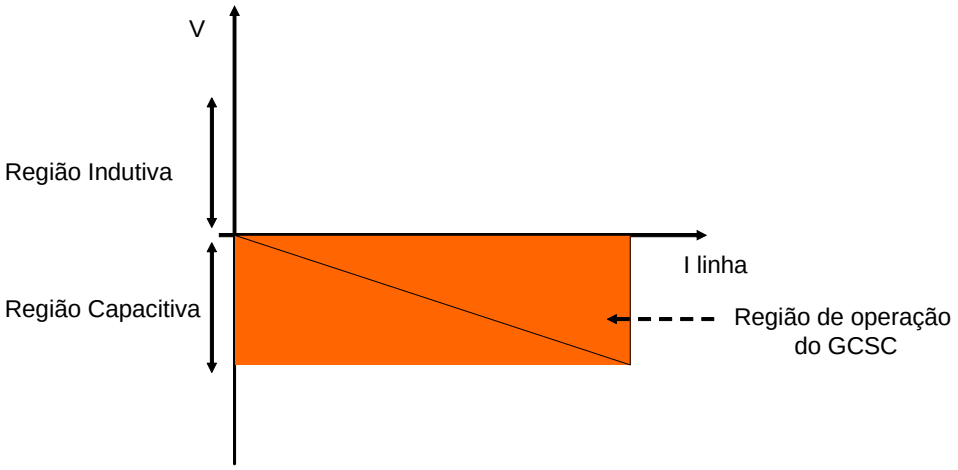


Figura I-8: Faixa de operação do GCSC no plano VxI.

Apesar de o GCSC operar em uma região mais restrita do que o SSSC, a sua simplicidade e o seu custo menor são as principais vantagens deste equipamento. Além disso ele não apresenta ressonância interna e não precisar de reator como no caso do TCSC. Estas vantagens fazem do GCSC uma excelente opção para aplicação real.

Uma simples comparação entre os três principais compensadores FACTS série: o TCSC, o SSSC e o GCSC, mostram uma vantagem relativa do último. Esta vantagem pode ser constatada pelo número de componentes e seus valores nominais quando o GCSC é comparado com o TCSC [14]. A comparação com o SSSC é favorável ao GCSC pelo aspecto custo, tendo em vista o GCSC ter menos componentes e ser mais simples. Não se pode negar, no entanto, que o SSSC é muito mais flexível em termos de capacidade de controle.

I.3 Motivação da Pesquisa

O GCSC tem um grande potencial de aplicação em sistemas de transmissão de potência (principalmente para o sistema brasileiro por apresentar linhas de transmissão relativamente longas). A aplicação do GCSC em um sistema de distribuição e seus limites ainda precisa de investigação. Contudo, Souza, Aredes e Watanabe [15] mostraram as possibilidades do GCSC melhorar o perfil de tensão em um sistema de distribuição desbalanceado através de um controle individual. Zou e Czarkowski em

[16] apresentam uma análise do GCSC (entretanto eles nomearam o dispositivo como ***T**hyristor **C**ontrolled **C**apacitor* - TCC" or "TCSC-TCC") no amortecimento de oscilações de potência de baixa freqüência em uma conexão fraca de dois grandes sistemas de potência. Entretanto, a análise detalhada de aplicação e modelagem do GCSC, não foi realizada naquele estudo; que ainda necessita de muita investigação.

É dentro deste contexto, onde há a necessidade de maior investigação da aplicação do GCSC em sistemas de transmissão e distribuição, que surgiu a motivação do desenvolvimento deste trabalho de tese.

I.4 Objetivos do Trabalho de Tese

Devido à grande variação de modelagens analíticas, simulações e investigações no comportamento de dispositivos FACTS apresentados na literatura, decidiu-se realizar dois estudos independentes. O primeiro estudo trata da análise da injeção de harmônicos gerados pelo GCSC no sistema elétrico, através de modelagem analítica tensorial (Capítulo 2). O segundo estudo avaliou a capacidade do GCSC de amortecer ressonância subsíncrona e eletromecânica por simulações em ATP/ EMTP (***A**lternative **T**ransients **P**rogram/ **E**lectromagnetic **T**ransients **P**rogram*) e por modelagem analítica (Capítulo 3 e 4).

Desta forma, resumidamente, os objetivos deste trabalho são:

- Realizar uma modelagem analítica tensorial do GCSC em regime permanente e avaliar a penetração de harmônicos gerados pelo mesmo no sistema de potência;
- Investigar o amortecimento de ressonância subsíncrona com o GCSC através de simulações digitais no domínio do tempo, e
- Desenvolver modelos de pequenos sinais para investigar a capacidade do GCSC no amortecimento de oscilações eletromecânicas.

I.5 Estrutura da tese

A tese está organizada da seguinte forma:

- O Capítulo 2 descreve a modelagem do GCSC em regime permanente, através de tensores no domínio *s*, conectado em um sistema de potência visando o estudo da injeção de harmônicos.

- O Capítulo 3 apresenta a modelagem do GCSC no programa de transitórios eletromagnéticos ATP/EMTP e é analisado o amortecimento de ressonância subsíncrona do sistema IEEE First Benchmark;

- O Capítulo 4 descreve uma modelagem analítica do GCSC no estudo de estabilidade eletromecânica.

- No Capítulo 5 são apresentadas as principais conclusões da tese e listados possíveis trabalhos futuros.

Capítulo

II

MODELAGEM TENSORIAL DO GCSC EM REGIME PERMANENTE

II.1 Introdução

Para aplicação de um dispositivo FACTS em um sistema de transmissão com segurança é normal realizar primeiramente uma investigação através de simulações em programas de transitórios eletromagnéticos (ex. EMTP) ou através de programas de estabilidade eletromecânica (ex. ANATEM). As simulações com programas eletromagnéticos permitem investigar o comportamento de fenômenos rápidos (em geral para freqüências até dezenas de kHz) em um sistema de potência. Os programas de estabilidade eletromecânica permitem investigar fenômenos lentos (alguns Hz) como oscilações eletromecânicas. Nos programas de simulação tipo EMTP este tipo de investigação pode ser limitado devido o tamanho do número de nós e ao tempo de simulação. Desta

maneira, os estudos de fenômenos lentos são realizados na maioria dos casos em programas de estabilidade eletromecânica. Porém, eses programas utilizam em geral fasores em lugar de variáveis instantâneas para representar os dispositivos FACTS. A formulação fasorial tem como principal vantagem um pequeno tempo de simulação em sistemas de grande porte, mas não representa precisamente o comportamento do sistema em casos que envolvem fenômenos acima de 6 Hz (aproximadamente um décimo da freqüência da rede).

Diniz [17] apresenta uma modelagem fasorial para equipamentos FACTS ("Flexible AC Transmission Systems") baseados em inversores de tensão ("Voltage Source Converters" ou VSC) para ser utilizada em programas de cálculo de fluxo de potência, análise de estabilidade eletromecânica e análise de estabilidade para pequenos sinais no programa ANATEM.

Matavelli em [18] apresenta uma modelagem de dispostivios FACTS (mais especificamente para o TCSC) através do conceito fasor dinâmico no qual estima oscilações subsíncronas e oscilações de baixa freqüência em sistemas de potência. Esta modelagem pode ser utilizada como base para projetos de controles em estudos para variações de pequenos e grandes sinais, e podendo ser utilizada em programas de estabilidade.

Souza [19] apresenta um modelo baseado em fasores dinâmicos nas forma não linear e linear para a análise de sistemas contendo um GCSC.

Jovic [20] apresenta uma modelagem analítica linear através da resposta em freqüência de um TCSC. Esta modelagem é simples por trabalhar apenas com a freqüência fundamental do dispositivo e também pode ser utilizada no estudo de amortecimento eletromecânico em programas de estabilidade .

Dentre as várias possibilidades de modelagem analíticas capazes de representar os elementos não lineares, neste trabalho decidiu-se pela formulação tensorial. Esta formulação pode representar a influência de elementos não lineares com maior precisão que a modelagem fasorial, conforme foi apresentado por Portela [21]. Um dos principais propósitos da formulação tensorial é realizar a modelagem dos sistemas de

potência e permitir o cálculo das variáveis do sistema no domínio da freqüência de circuito linear e não linear, conforme apresentado por Gomes Jr [22].

Assim, este capítulo tem com objetivo apresentar a modelagem tensorial do GCSC bem com a investigação da sua influência no sistema de potência em regime permanente. O modelo é implementado no pacote computacional *Mathematica* e a sua validação é realizada através de comparações de resultados obtidos no software de simulação de transitórios eletromagnéticos PSCAD/EMTDC.

II.2 Modelagem na Formulação Tensorial

Nesta seção é apresentada a formulação tensorial para elementos do sistema elétrico de corrente alternada, balanceados e as tensões e correntes em regime permanente. A formulação tensorial foi utilizada na análise de sistemas de potência por Portela [21]. Gomes Jr. [22] mostra com detalhes o tratamento tensorial para sistemas que contêm elementos não lineares e a possibilidade de aplicação em dispositivos FACTS. Lírio, Gomes Jr. e Watanabe [23] apresentam a modelagem analítica do SVC em regime permanente através da forma tensorial no domínio *s*.

Os trabalhos acima citados motivaram neste trabalho de tese o desenvolvimento do modelo do GCSC através da análise tensorial. As próximas seções mostram a modelagem tensorial do GCSC aplicado em um sistema de potência simplificado e em uma linha de meio comprimento de onda. Parte dos resultados deste capítulo foram publicados por Jesus et. al. [24].

II.2.1 Elementos Lineares com a Formulação Tensorial

A formulação tensorial trabalha com a representação por série de Fourier das grandezas físicas. Para uma grandeza genérica periódica no tempo, x(t), com freqüência angular ω, sua representação será:

$$x(t) = \sum_{k=1}^{\infty} x_{\mathrm{Re}k} \cos(k\omega t) - x_{\mathrm{Im}k} \sin(k\omega t)\,, \qquad \text{(II-1)}$$

onde: $x_{\mathrm{Re}k}$ e $x_{\mathrm{Im}k}$ são pares ordenados do vetor ($x_k = [x_{\mathrm{Re}_k}\ x_{\mathrm{Im}_k}]^t$) associado com as componentes harmônicas de x(t) na freqüência angular $k\omega$ e todos os vetores associados são conhecidos da variável física *x(t)*, e assim podem ser representadas pelo vetor $[x] = [x_1\ \mathrm{x}_2 \ldots]^t$. Os tensores são grandezas que relacionam vetores, como por exemplo, o tensor impedância que relaciona os vetores corrente e tensão num dipolo.

Na teoria de circuito linear, em geral, a formulação complexa considera relações na forma:

$$\bar{I} = \bar{Y} \cdot \bar{V}\,, \tag{II-2}$$

onde: $\bar{I} = i_{Re} + j i_{Im}$, $\bar{Y} = y_{Re} + j y_{Im}$, e $\bar{V} = v_{Re} + j v_{Im}$ são correntes, admitâncias e tensões complexas, respectivamente. A grandeza em (II-1) pode ser representada por:

$$[I] = [Y] \cdot [V]\,, \tag{II-3}$$

onde [*I*] e [*V*] são vetores de corrente e tensão e [*Y*] é o tensor admitância dado por:

$$Y = \begin{bmatrix} y_{aa} & y_{ab} \\ y_{ba} & y_{bb} \end{bmatrix}. \tag{II-4}$$

No caso de uma rede linear têm-se os coeficientes da matriz admitância, que são dadas por:

$$\begin{aligned} y_{aa} &= y_{bb} = \mathrm{Re}(\bar{Y}) \\ y_{ab} &= -y_{ba} = \mathrm{Im}(\bar{Y}) \end{aligned} \tag{II-5}$$

Verifica-se em (II-5) que a representação tensorial de um elemento linear é simples e neste caso igual à representação fasorial. Desta maneira, em elementos lineares, para uma tensão senoidal haverá uma corrente senoidal na mesma freqüência, não havendo interação com outras freqüências.

II.3 Modelo do GCSC Através da Formulação Tensorial

O GCSC é um elemento não linear, e desta forma a sua representação tensorial não é simples como a dos elementos lineares mostrado em (II-5). As equações diferencias do GCSC são dadas por:

$$\begin{aligned} C\frac{d}{dt}v_c &= i_c \\ i_c &= S(t,\gamma)i \end{aligned}, \qquad \text{(II-6)}$$

onde: S é a função de chaveamento do GCSC que relaciona a corrente da linha (i) com a corrente do capacitor (i_c). Alves Jr. [25] apresenta com maiores detalhes a aplicação de função de chaveamento S no modelo do SVC.

A Figura II-1 mostra a função de chaveamento (S) juntamente com as formas de onda de uma corrente senoidal da linha (i) e a corrente que flui pelo capacitor (i_c). A função de chaveamento é igual a um quando a chave está conduzindo e zero quando está desligada. O ângulo de corte (γ) é medido a partir do cruzamento por zero da corrente.

A série de Fourier da função de chaveamento do GCSC pode ser determinada a partir da Figura II-1, e é dada por:

$$\begin{aligned} S(t,\gamma) &= \frac{2\pi - 2\gamma}{\pi} + \sum_{k=1}^{\infty} a_k \sin[k(\omega t + \varphi)] \\ a_k &= \frac{-2\left[1+(-1)^k\right]\sin(k\gamma)}{k\pi} \end{aligned}, \qquad \text{(II-7)}$$

onde φ é a defasagem da corrente em relação ao eixo de referência e k é um número inteiro ímpar, tendo em vista que está sendo considerada que S(t,γ) é função ímpar de chaveamento com simetria ímpar.

Desenvolvendo (II-7) tem-se:

$$S(t,\gamma) = \frac{2\pi - 2\gamma}{\pi} + \sum_{k=1}^{\infty} a_k[\sin(k\omega t)\cos(k\varphi) + \cos(k\varphi)\sin(k\omega t)],, \qquad \text{(II-8)}$$

Rearranjado (II-8), na forma dada em (II-1), tem-se:

$$S(t,\gamma) = \frac{2\pi - 2\gamma}{\pi} + \sum_{k=1}^{\infty}[S_{\mathrm{Re}k}\cos(k\omega t) - S_{\mathrm{Im}k}\sin(k\omega t)], \qquad \text{(II-9)}$$

onde: S_{Rek} e S_{Imk} é dado por:

$$S_{\mathrm{Re}k} = a_k \cos(k\varphi)$$
$$S_{\mathrm{Im}k} = a_k \sin(k\varphi) \qquad \text{(II-10)}$$

Para φ=0 tem-se somente S_{Rek} , e consequentemente, ele é igual ao termo a_k apresentado em (II-7).

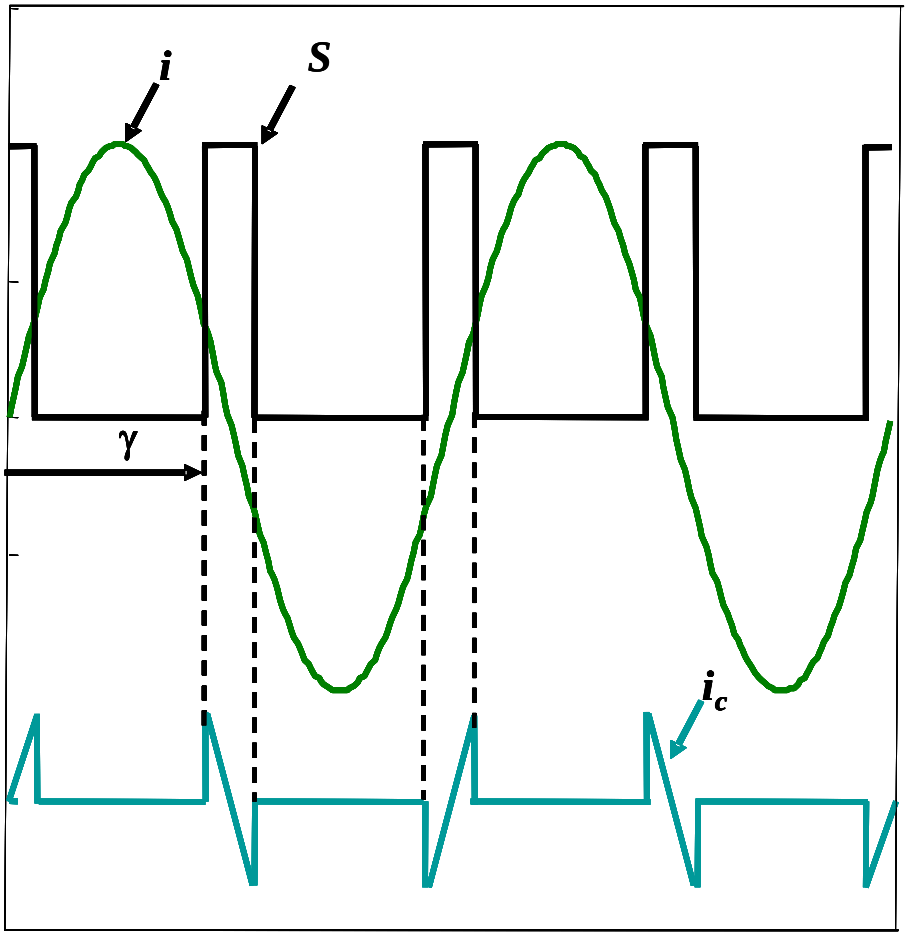


Figura II-1: Função de chaveamento (*S*), corrente da linha (*i*) e corrente do capacitor (i_c).

Substituindo (II-7) em (II-6) e linearizando as equações para pequenas variações em torno de um ponto de operação, obtém-se:

$$-C\frac{d\Delta v_c}{dt} + S\Delta i + \frac{\partial S}{\partial \gamma} i\Delta\gamma = C\frac{dv_c}{dt} - Si\,. \qquad \text{(II-11)}$$

Os termos precedidos de Δ são desvios das respectivas variáveis na vizinhança

do ponto de operação. Em regime permanente estas variáveis são periódicas. Assim, os termos podem ser representados pela Série de Fourier como em (II-1). A corrente da linha (i) e tensão do capacitor do GCSC (v_c) representados por Série de Fourier são dadas por :

$$i(t) = \sum_{k=0}^{\infty}[I_{\mathrm{Re}\,k}\cos(k\omega t) - I_{\mathrm{Im}\,k}\sin(k\omega t)], \qquad \text{(II-12)}$$

$$v_c(t) = \sum_{k=0}^{\infty}[V_{\mathrm{Re}\,k}\cos(k\omega t) - V_{\mathrm{Im}\,k}\sin(k\omega t)]. \qquad \text{(II-13)}$$

Os desvios da tensão do capacitor do GCSC (v_c) e a corrente da linha (i) também podem ser escritas na forma da série de Fourier como:

$$\Delta i(t) = \sum_{k=0}^{\infty}[\Delta I_{\mathrm{Re}\,k}\cos(k\omega t) - \Delta I_{\mathrm{Im}\,k}\sin(k\omega t)], \qquad \text{(II-14)}$$

$$\Delta v_c(t) = \sum_{k=0}^{\infty}[\Delta v_{c\mathrm{Re}\,k}\cos(k\omega t) - \Delta v_{c\mathrm{Im}\,k}\sin(k\omega t)]. \qquad \text{(II-15)}$$

A derivada da tensão do capacitor do GCSC e a derivada da função de chaveamento em relação ao ângulo de corte (γ) na forma de série de Fourier são dadas por:

$$\frac{d\Delta v_c}{dt}(t) = \sum_{k=0}^{\infty}[\frac{d\Delta v_{c\mathrm{Re}\,k}}{dt}\cos(k\omega t) - \frac{d\,\Delta v_{c\mathrm{Im}\,k}}{dt}\sin(k\omega t)], \qquad \text{(II-16)}$$

$$\frac{dS}{d\gamma} = \sum_{k=0}^{\infty}\frac{dS_{\mathrm{Re}\,k}}{d\gamma}\cos(k\omega t) - \frac{dS_{\mathrm{Im}\,k}}{d\gamma}\sin(k\omega t). \qquad \text{(II-17)}$$

Substituindo (II-12) a (II-17) em (II-11) obtém-se as expressões para o cálculo dos desvios. É desejado colocar os produtos dos termos após a substituição na forma da série de Fourier como mostrado em (II-1).

Pode-se verificar em (II-11) que os produtos $S\Delta i$ e $(\partial S/\partial\gamma i)\Delta\gamma$ que são não lineares apresentam produtos dos termo de seno e cosseno, e que podem ser decompostos em soma, tornando-se lineares. Considerando a corrente da linha (i) simétrica a origem, no qual acontece em regime permanente, os harmônicos pares serão nulos. A seguir é mostrado como são separados por termos em seno e cosseno.

Definindo A como produto $\frac{\partial S}{d\gamma} \cdot i$ presente em (II-11):

$$A = \left[\sum_{k=0}^{\infty} \frac{\partial S_{\mathrm{Re}l}}{\partial \gamma} \cos(k\omega t) - \frac{\partial S_{\mathrm{Im}}}{\partial \gamma} \sin(k\omega t) \right] \cdot \left[\sum_{k=0}^{\infty} i_{\mathrm{Re}m} \cos(k\omega t) - i_{\mathrm{Im}} \sin(k\omega t) \right]. \qquad \text{(II-18)}$$

Desenvolve-se o produto em dois somatórios, obtendo-se:

$$A = \sum_{m=0}^{\infty} \cdot \sum_{l=0}^{\infty} [\frac{\partial S_{\mathrm{Re}l}}{\partial \gamma} i_{\mathrm{Re}_m} \cos(l\omega t)\cos(m\omega t) - \frac{\partial S_{\mathrm{Im}l}}{\partial \gamma} i_{\mathrm{Re}_m} \sin(l\omega t)\cos(m\omega t)$$
$$- \frac{\partial S_{\mathrm{Re}l}}{\partial \gamma} i_{\mathrm{Im}_m} \cos(l\omega t)\sin(m\omega t) + \frac{\partial S_{\mathrm{Im}l}}{\partial \gamma} i_{\mathrm{Im}_m} \sin(l\omega t)\sin(m\omega t)]. \qquad \text{(II-19)}$$

Na formulação tensorial todas as variáveis está forma apresentada em (II-1) . Assim, é interessante reescrever (II-19) neste formato, e que resulta em:

$$A = \sum_{k=0}^{\infty} [A_{\mathrm{Re}_k} \cos(k\omega t) - A_{\mathrm{Im}_k} \sin(k\omega t)]. \qquad \text{(II-20)}$$

Como A apresenta produtos de senos e cossenos estes podem ser substituídos por somas através de relações trigonométricas. Assim, utilizando as relações acima pode-se eliminar um dos somatórios em (II-19) levando em consideração que esta buscando combinações de seus índices (l e m) que produzem os valores de pulsações $k\omega t$ ou - $k\omega t$.

Deste modo, os termos em (II-19) podem ser substituídos por um somatório de elementos lineares dados por :

$$A_{\mathrm{Re}_k} = \frac{1}{2} \sum_{m=0}^{\infty} \left(\frac{\partial S_{\mathrm{Re}(m+k)}}{\partial \gamma} i_{\mathrm{Re}_m} + \frac{\partial S_{\mathrm{Im}_{(m+k)}}}{\partial \gamma} i_{\mathrm{Im}_m} \right)$$
$$+ \frac{1}{2} \sum_{m=k}^{\infty} \left(\frac{\partial S_{\mathrm{Re}(m-k)}}{\partial \gamma} i_{\mathrm{Re}_m} + \frac{\partial S_{\mathrm{Im}(m-k)}}{\partial \gamma} i_{\mathrm{Im}_m} \right) \qquad \text{(II-21)}$$
$$+ \frac{1}{2} \sum_{m=0}^{k} \left(\frac{\partial S_{\mathrm{Re}(k-m)}}{\partial \gamma} i_{\mathrm{Re}_m} - \frac{\partial S_{\mathrm{Im}(k-m)}}{\partial \gamma} i_{\mathrm{Im}_m} \right),$$

$$
\begin{aligned}
A_{\mathrm{Im}_k} &= \frac{1}{2}\sum_{m=0}^{\infty}\left(\frac{\partial S_{\mathrm{Im}(m+k)}}{\partial\gamma} i_{\mathrm{Re}_m} - \frac{\partial S_{\mathrm{Re}(m+k)}}{\partial\gamma} i_{\mathrm{Im}_m}\right) \\
&+ \frac{1}{2}\sum_{m=k}^{\infty}\left(-\frac{\partial S_{\mathrm{Im}(m-k)}}{\partial\gamma} i_{\mathrm{Re}_m} + \frac{\partial S_{\mathrm{Re}(m-k)}}{\partial\gamma} i_{\mathrm{Im}_m}\right) \\
&+ \frac{1}{2}\sum_{m=0}^{k}\left(\frac{\partial S_{\mathrm{Im}(k-m)}}{\partial\gamma} i_{\mathrm{Re}_m} + \frac{\partial S_{\mathrm{Re}(k-m)}}{\partial\gamma} i_{\mathrm{Im}_m}\right).
\end{aligned}
\tag{II-22}
$$

O número máximo de harmônicos deve ser limitado em ($k_{máx}$) dependendo do estudo que será realizado.

Para o produto o produto $S\Delta i$, pode-se escrever como:

$$
\begin{aligned}
S\Delta i_{\mathrm{Re}} &= \frac{1}{2}\sum_{m=0}^{\infty}\left(S_{\mathrm{Re}_m}\Delta i_{\mathrm{Re}_{(k+m)}} + S_{\mathrm{Im}_m}\Delta i_{\mathrm{Im}_{(k+m)}}\right) \\
&+ \frac{1}{2}\sum_{m=k}^{\infty}\left(S_{\mathrm{Re}_m}\Delta i_{\mathrm{Re}_{(m-k)}} + S_{\mathrm{Im}_m}\Delta i_{\mathrm{Im}_{(m-k)}}\right) \\
&+ \frac{1}{2}\sum_{m=0}^{k}\left(S_{\mathrm{Re}_m}\Delta i_{\mathrm{Re}_{(k-m)}} - S_{\mathrm{Im}_m}\Delta i_{\mathrm{Im}_{(k-m)}}\right),
\end{aligned}
\tag{II-23}
$$

$$
\begin{aligned}
S\Delta i_{\mathrm{Im}} &= \frac{1}{2}\sum_{m=0}^{\infty}\left(S_{\mathrm{Re}_m}\Delta i_{\mathrm{Im}_{(k+m)}} - S_{\mathrm{Im}_m}\Delta i_{\mathrm{Re}_{(k+m)}}\right) \\
&+ \frac{1}{2}\sum_{m=k}^{\infty}\left(-S_{\mathrm{Re}_m} i_{\mathrm{Im}_{(m-k)}} + S_{\mathrm{Im}_m}\Delta i_{\mathrm{Re}_{(m-k)}}\right) \\
&+ \frac{1}{2}\sum_{m=0}^{k}\left(S_{\mathrm{Re}_m}\Delta i_{\mathrm{Im}_{(k-m)}} - S_{\mathrm{Im}_m}\Delta i_{\mathrm{Im}_{(k-m)}}\right).
\end{aligned}
\tag{II-24}
$$

Será mostrado nas próximas seções que o desenvolvimento tensorial do GCSC apresentado acima poder ser aplicado em um sistema com parâmetros tanto concentrado como distribuídos.

II.3.1 Configuração do Sistema de Potência com o GCSC

Nesta seção é apresentada a aplicação da modelagem tensorial do GCSC em um sistema simples de potência, conforme apresentado na

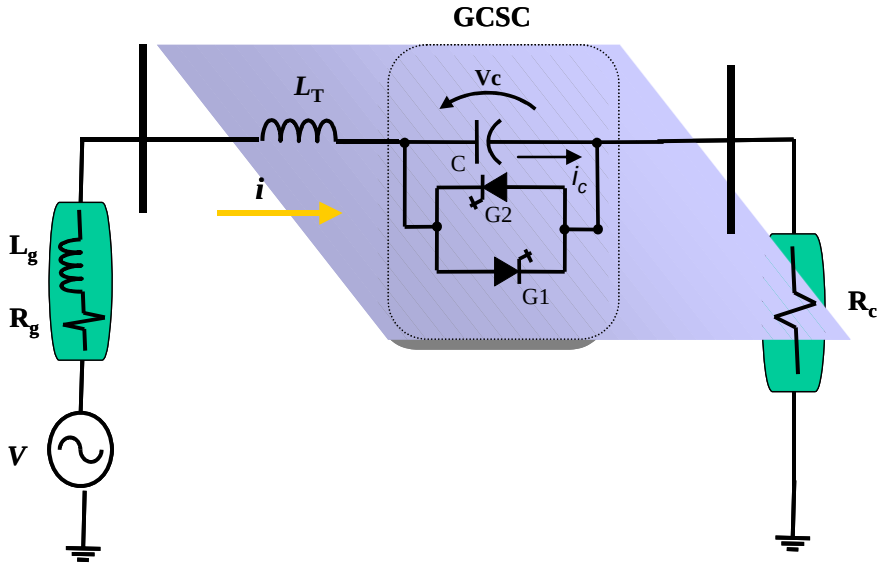


Figura II-2. Esta figura mostra o GCSC conectado a um sistema de potência simples, no qual o gerador é representado por uma fonte de tensão atrás de uma impedância interna RL série (Z_g), a linha de transmissão é representada por uma indutância L_T e a carga por uma resistência (R_c).

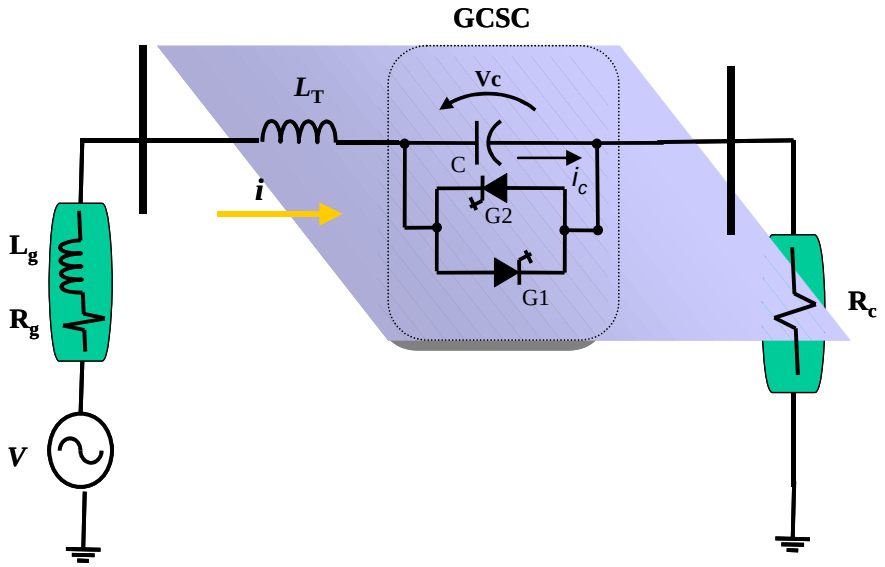


Figura II-2: Sistema de potência simples com GCSC.

As equações diferenciais que representam o sistema da

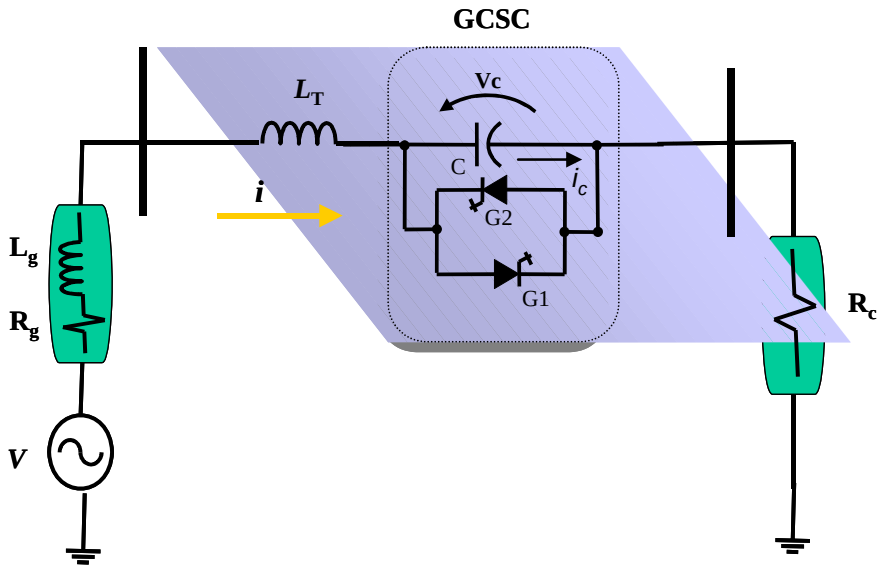


Figura II-2 são dadas por:

$$Ri + L\frac{di}{dt} + v_c = v, \tag{II-25}$$

$$C\frac{d}{dt}v_c = i_c, \tag{II-26}$$

$$i_c = S(t,\gamma)i, \tag{II-27}$$

onde: $S(t,\gamma)$ é a função de chaveamento que relaciona a corrente do capacitor (i_c) e a corrente (i) que flui pela linha, γ é o ângulo de corte das chaves semicondutoras e $R = R_g + R_C$ é a resistência total do circuito e $L = L_g + L_T$ é a indutância total do circuito.

Neste modelo é considerado que as chaves semicondutoras operam de modo ideal. O ângulo de corte γ é medido a partir do cruzamento por zero da corrente.

A Figura II-3 mostra as formas de onda da corrente da linha (i), tensão sobre o capacitor (v_c) do GCSC e a função de chaveamento das chaves operando de modo ideal.

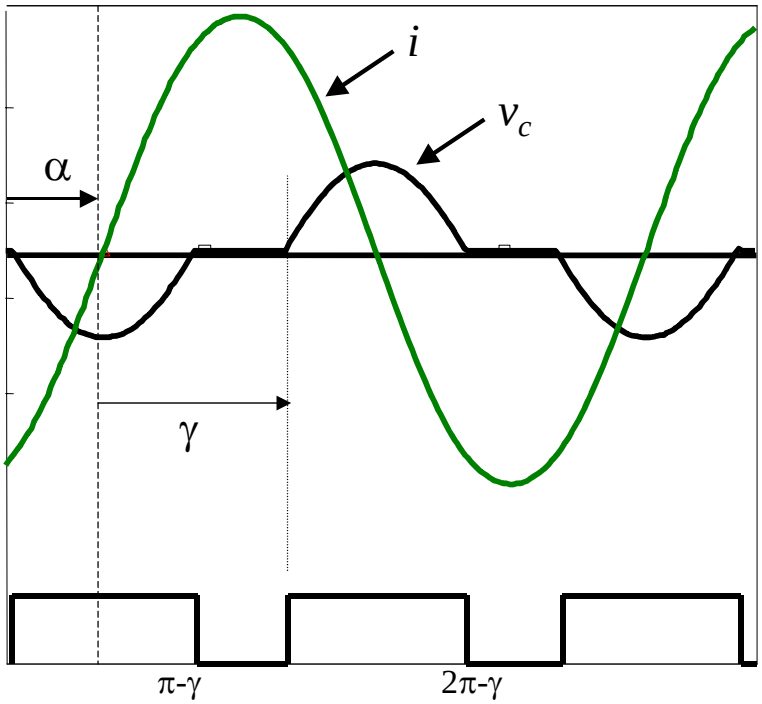


Figura II-3: Corrente da linha (i), tensão no capacitor (v_c) e função de chaveamento.

A modelagem analítica através da formulação tensorial foi realizada para um sistema monofásico, porém pode ser estendida para um sistema trifásico.

Para calcular os valores da tensão (v_c) e da corrente de linha (i), em regime permanente, utilizou-se o método de Newton Raphson. A equações linearizadas (II-25) e (II-26) são dadas por:

$$R\Delta i + L\frac{d\Delta i}{dt} + \Delta v_c = v - Ri - L\frac{di}{dt} - v_c\,, \tag{II-28}$$

$$-C\frac{d\Delta v_c}{dt} + S\Delta i + \frac{\partial S}{\partial \gamma} i\Delta\gamma = C\frac{dv_c}{dt} - Si\,. \tag{II-29}$$

Os desvios de corrente e de tensão são periódicos e podem ser representados conforme (II-1).

Fazendo as substituições das grandezas por suas representações, conforme a (II-1), em (II-28) e (II-29) , obtêm-se:

$$
\begin{aligned}
& R\left[\sum_{k=0}^{\infty}\Delta i_{\mathrm{Re}_k}\cos(k\omega t)-\Delta i_{\mathrm{Im}_k}\sin(k\omega t)\right]+ \\
& k\cdot\omega L\left[\sum_{k=0}^{\infty}-\Delta i_{\mathrm{Re}_k}\sin(k\omega t)-\Delta i_{\mathrm{Im}_k}\cos(k\omega t)\right]+ \\
& \left[\sum_{k=0}^{\infty}\Delta v_{c\,\mathrm{Re}_k}\cos(k\omega t)-\Delta v_{c\,\mathrm{Im}_k}\sin(k\omega t)\right]= \\
& \left[\sum_{k=0}^{\infty}\Delta v_{\mathrm{Re}_k}\cos(k\omega t)-\Delta v_{\mathrm{Im}_k}\sin(k\omega t)\right]- \\
& R\left[\sum_{k=0}^{\infty}\Delta i_{\mathrm{Re}_k}\cos(k\omega t)-\Delta i_{\mathrm{Im}_k}\sin(k\omega t)\right]- \\
& k\cdot\omega L\left[\sum_{k=0}^{\infty}-i_{\mathrm{Re}_k}\sin(k\omega t)-i_{\mathrm{Im}_k}\cos(k\omega t)\right]- \\
& \left[\sum_{k=0}^{\infty}v_{c\,\mathrm{Re}_k}\cos(k\cdot\omega t)-v_{c\,\mathrm{Im}_k}\sin(k\omega t)\right]
\end{aligned}
\quad , \qquad \text{(II-30)}
$$

$$
\begin{aligned}
& M+A\Delta\gamma-k\omega C\left[\sum_{k=0}^{\infty}-\Delta v_{c\mathrm{Im}_k}\cos(k\omega t)-\Delta v_{c\mathrm{Re}_k}\sin(k\omega t)\right]= \\
& k\omega C\left[\sum_{k=0}^{\infty}-v_{c\mathrm{Im}_k}\cos(k\omega t)-v_{c\mathrm{Re}_k}\sin(k\omega t)\right]-N
\end{aligned}
\quad , \qquad \text{(II-31)}
$$

onde A é definido em (II-20) e M e N são dados por:

$$
\begin{aligned}
M &= \left[\sum_{k=0}^{\infty}S_{\mathrm{Re}_k}\cos(l\omega t)-S_{\mathrm{Im}_k}\sin(k\omega t)\right]\cdot\left[\sum_{k=0}^{\infty}\Delta i_{\mathrm{Re}_k}\cos(k\omega t)-\Delta i_{\mathrm{Im}_k}\sin(k\omega t)\right] \\
N &= \left[\sum_{k=0}^{\infty}S_{\mathrm{Re}_k}\cos(l\omega t)-S_{\mathrm{Im}_k}\sin(k\omega t)\right]\cdot\left[\sum_{k=0}^{\infty}i_{\mathrm{Re}_k}\cos(k\omega t)-i_{\mathrm{Im}_k}\sin(k\omega t)\right]
\end{aligned}
\quad . \qquad \text{(II-32)}
$$

Em (II-32) pode-se eliminar um dos somatórios através da combinação dos índices (l e m) que produzem os valores de pulsações $k\omega t$ ou - $k\omega t$ em (II-20).

Separando os termos em senos e cossenos de (II-28) e (II-29), obtém-se o sistema de equações:

$$
\begin{aligned}
&\Delta v_{C\mathrm{Re}_k} + R\Delta i_{\mathrm{Re}_k} - k\omega L\Delta i_{\mathrm{Im}_k} = v_{\mathrm{Re}_k} - Ri_{\mathrm{Re}_k} + k\omega Li_{\mathrm{Im}_k} - v_{C\mathrm{Re}_k} \\
&\Delta v_{C\mathrm{Im}_k} - k\omega L\Delta i_{\mathrm{Re}_k} + R\Delta i_{\mathrm{Im}_k} = v_{\mathrm{Im}_k} - Ri_{\mathrm{Im}_k} - k\omega Li_{\mathrm{Re}_k} - v_{C\mathrm{Im}_k} \\
&k\omega C\Delta v_{C\mathrm{Im}_k} + A_{\mathrm{Re}_k}\Delta\gamma + M_{\mathrm{Re}_k} = -k\omega Cv_{C\mathrm{Im}_k} - N_{\mathrm{Re}_k} \\
&k\omega C\Delta v_{C\mathrm{Re}_k} - A_{\mathrm{Im}_k}\Delta\gamma - M_{\mathrm{Re}_k} = -k\omega Cv_{C\mathrm{Re}_k} - N_{\mathrm{Im}_k}
\end{aligned}
\quad , \qquad \text{(II-33)}
$$

Considerando a tensão no capacitor como numa forma de onda com simetria ímpar, como normalmente é o caso para regime permanente, nesta tensão há componentes harmônicos de ordem ímpares. Assim, o sistema de equações na forma matricial, considerando apenas três harmônicos, é apresentado na Figura II-4.

Da observação dessa figura tem-se que os elementos passivos (L, C, e R) não possuem relação inter-harmônica. Entretanto, na matriz tensorial que representa o GCSC, caracteriza-se a relação inter-harmônica existente no dispositivo através dos elementos $a_{m,n}^{(x,y)}$ com m≠n. Os termos *m* e *n* representam a ordem dos harmônicos, *x* e *y* são os índices da matriz relacionada com os seno e cosseno dos somatórios e B é o vetor de resíduos (mismatch).

$$
\left[\begin{array}{cccccc|c|ccccccc}
1 & & & & & & & & R & -\omega L & & & & \\
 & 1 & & & & & & & \omega L & R & & & & \\
 & & 1 & & & & & & & & R & -3\cdot\omega L & & \\
 & & & 1 & & & & & & & 3\cdot\omega L & R & & \\
 & & & & 1 & & & & & & & & R & -5\cdot\omega L \\
 & & & & & 1 & & & & & & & 5\cdot\omega L & R \\
\hline
 & & & & & & & 1 & & & & & & \\
\hline
 & \omega C & & & & & & X_{\mathrm{Re}_1} & a_{1,1}^{(1,1)} & a_{1,1}^{(1,2)} & a_{1,3}^{(1,1)} & a_{1,5}^{(2,1)} & a_{1,5}^{(1,2)} & a_{1,5}^{(1,2)} \\
\omega C & & & & & & & -X_{\mathrm{Im}_1} & a_{1,1}^{(2,1)} & a_{1,1}^{(2,2)} & a_{1,3}^{(2,1)} & a_{1,3}^{(2,2)} & a_{1,5}^{(2,1)} & a_{1,5}^{(2,2)} \\
 & & & 3\cdot\omega C & & & & X_{\mathrm{Re}_3} & a_{3,1}^{(1,1)} & a_{3,1}^{(2,1)} & a_{3,3}^{(1,1)} & a_{3,3}^{(2,1)} & a_{3,5}^{(1,1)} & a_{3,5}^{(2,1)} \\
 & & 3\cdot\omega C & & & & & -X_{\mathrm{Im}_3} & a_{3,1}^{(2,1)} & a_{3,1}^{(2,2)} & a_{3,3}^{(2,1)} & a_{3,3}^{(2,2)} & a_{3,5}^{(2,1)} & a_{3,5}^{(2,2)} \\
 & & & & & & 5\cdot\omega C & X_{\mathrm{Re}_5} & a_{5,1}^{(1,2)} & a_{5,1}^{(1,2)} & a_{5,3}^{(1,1)} & a_{5,3}^{(2,1)} & a_{5,5}^{(1,1)} & a_{5,5}^{(2,1)} \\
 & & & & 5\cdot\omega C & & & -X_{\mathrm{Im}_5} & a_{5,1}^{(2,1)} & a_{1,5}^{(2,2)} & a_{5,3}^{(2,1)} & a_{5,3}^{(2,2)} & a_{5,5}^{(2,1)} & a_{5,5}^{(2,2)}
\end{array}\right]
\left[\begin{array}{c}
\Delta v_{C\mathrm{Re}_1} \\ \Delta v_{C\mathrm{Im}_1} \\ \Delta v_{C\mathrm{Re}_3} \\ \Delta v_{C\mathrm{Im}_3} \\ \Delta v_{C\mathrm{Re}_5} \\ \Delta v_{C\mathrm{Im}_5} \\ \hline \Delta\gamma \\ \hline \Delta i_{\mathrm{Re}_1} \\ \Delta i_{\mathrm{Im}_1} \\ \Delta i_{\mathrm{Re}_5} \\ \Delta i_{\mathrm{Im}_5} \\ \Delta i_{\mathrm{Re}_5} \\ \Delta i_{\mathrm{Im}_5}
\end{array}\right] = \mathbf{B}
$$

Figura II-4: Sistema de equações para a determinação das correções das variáveis do sistema pelo método de Newton.

II.3.2 Validação do Modelo Tensorial do GCSC

Nesta seção é apresentada a validação do modelo tensorial do GCSC para dois sistemas de potência sendo que o primeiro é representado por parâmetros concentrados e o segundo por parâmetros distribuídos. Os dois casos foram validados através da comparação dos resultados simulados obtidos com o modelo implementado no *Mathematica* com simulações realizadas no PSCAD.

II.3.2.1 Sistema de potência com parâmetros concentrados

A validação da modelagem tensorial do GCSC feita com base no sistema de potência com parâmetros concentrados é apresentada na

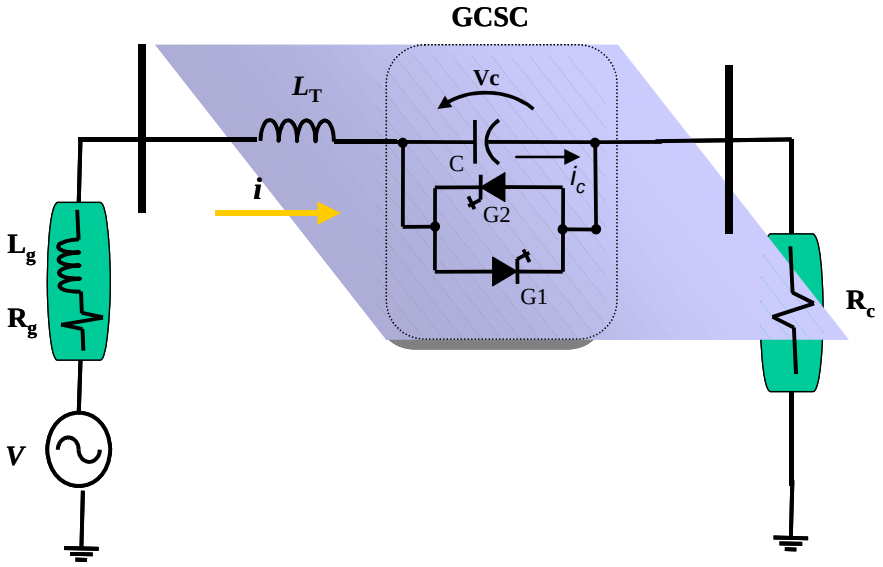


Figura II-2. A Tabela II-1 mostra os valores dos parâmetros utilizados nos circuito.

No *Mathematica* foi utilizado o método *Newton Raphson* para o cálculo das variáveis com uma tolerância menor que 10^{-9} e o número de harmônicos analisados igual a 50 ($k_{máx}$ = 50). No PSCAD utilizou um passo de integração de 10 μs para obter a precisão desejada no instante de chaveamento.

Tabela II-1: Valores dos Parâmetros do Sistema da Figura II-9.

Tensão fase	65 kV
Resistência total (Ω)	104,5
Indutância total (mH)	397
Capacitor do GCSC (μF)	200
Ângulo de Corte (γ)	120°

A estrutura da matriz tensorial de impedância do sistema de equações para um número de harmônicos igual a 50 é mostrada na Figura II-5.

A Figura II-6 apresenta as formas de onda da tensão na fonte e da corrente de linha em regime permanente, obtidas no *Mathematica* e comparadas com os resultados obtidos em simulação no PSCAD/EMTDC.

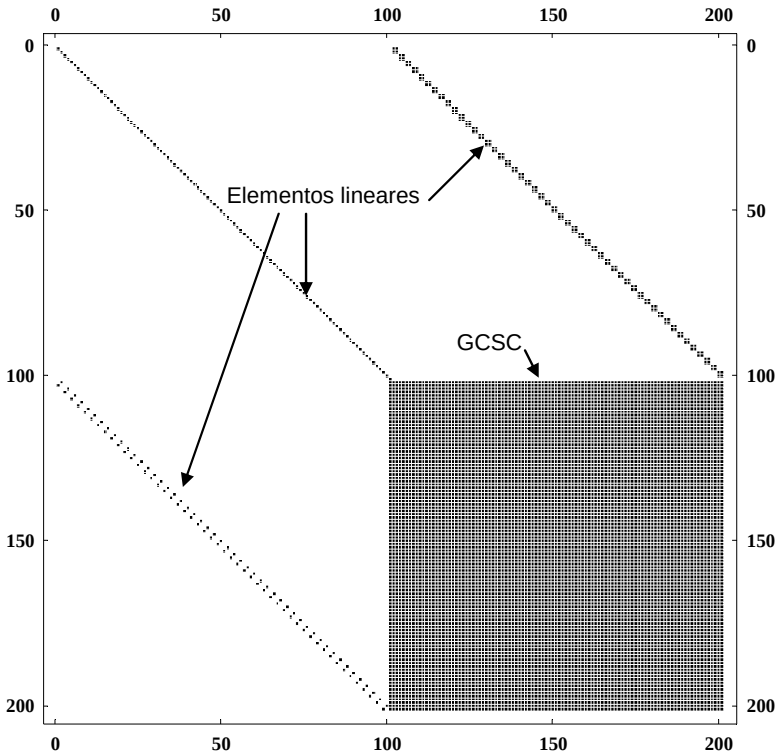


Figura II-5: Estrutura da matriz do sistema com o GCSC conectado.

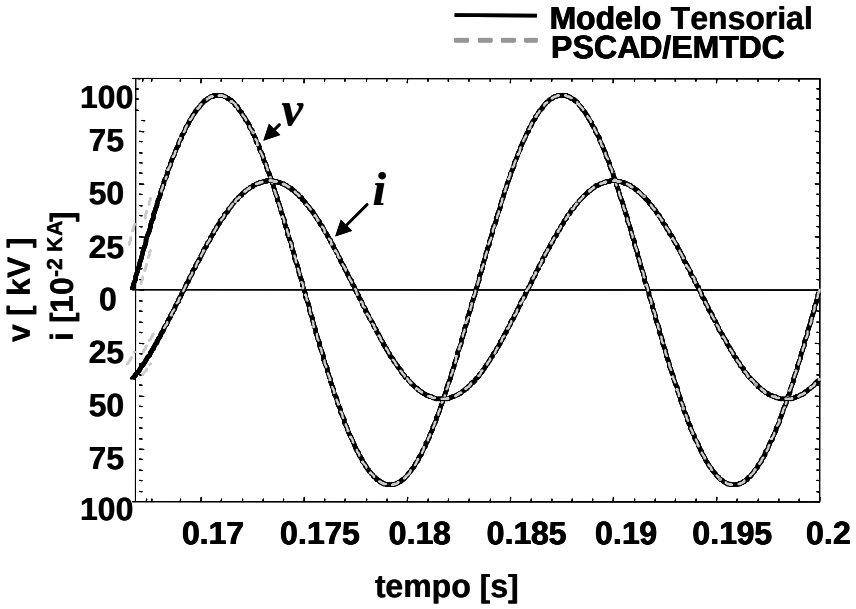
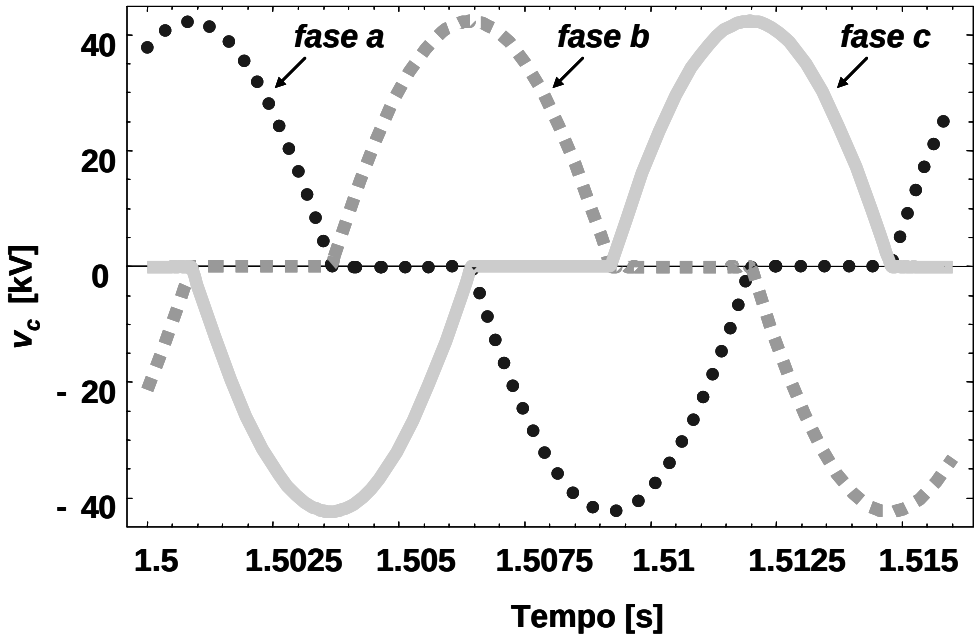


Figura II-6: Formas de ondas da tensão e corrente de linha.

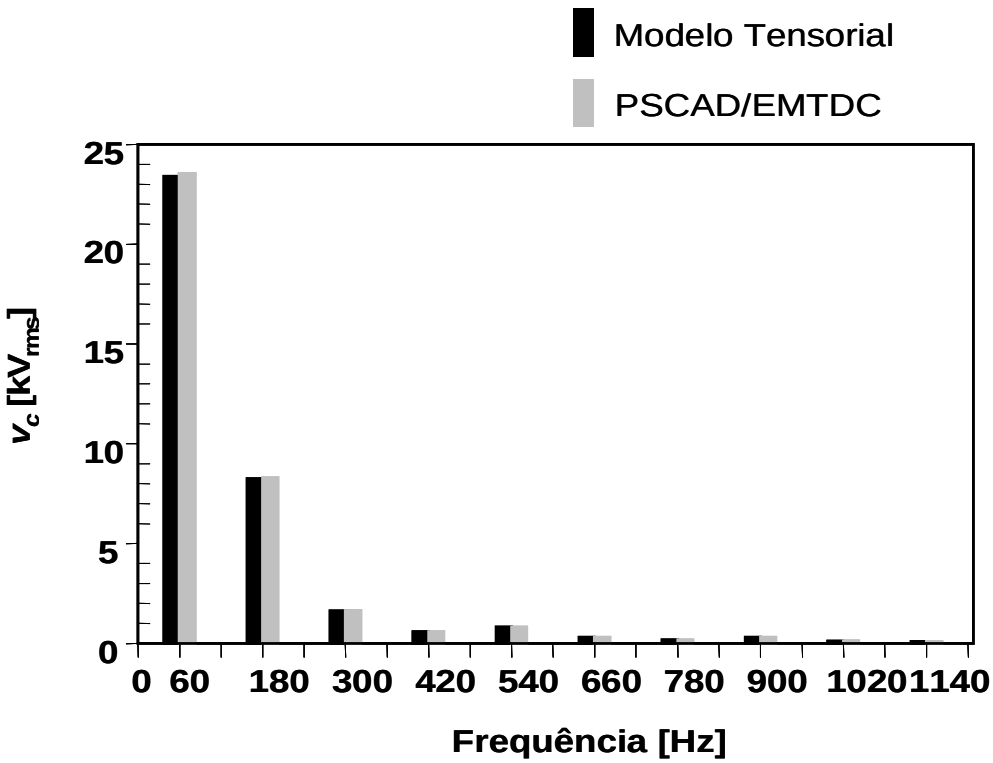
Observa-se que os resultados obtidos com o modelo tensorial obtidos no *Mathematica* estão de acordo com os simulados no PSCAD. A forma de onda da tensão no capacitor e seu respectivo espectro harmônico são mostrados na Figura II-7.

A corrente que flui no capacitor (i_c) do GCSC é facilmente obtida multiplicando a matriz tensorial, determinada pelos coeficientes da função de chaveamento, pelo vetor corrente de linha (i). A Figura II-8 mostra o resultado da corrente do capacitor (i_c) obtida em ambos os programas.

Como a modelagem tensorial utiliza Séries de Fourier para representar as grandezas periódicas, e a transição da função de chaveamento foi considerada ideal, é de se esperar o aparecimento do Fenômeno de Gibbs, como é observado na Figura II-8 (a). Um método para contornar este problema é utilizar o conceito de funções de chaveamento generalizada apresentada por Alves [25] ou ainda na solução proposta por Souza [19].

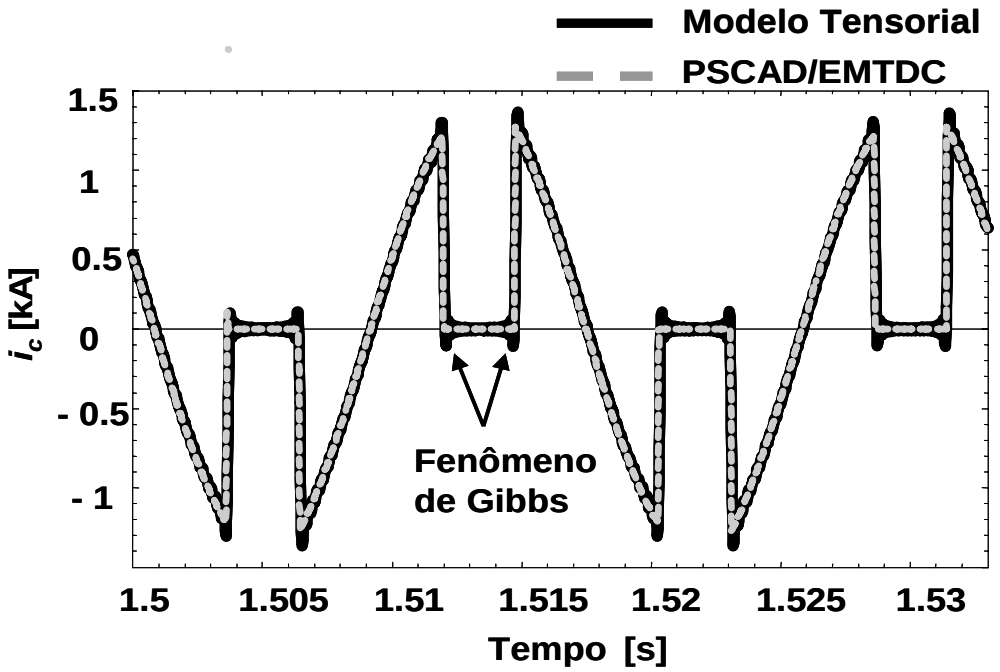

fase a
fase b
fase c
40
20
0
- 20
- 40
v_c [kV]
1.5
1.5025
1.505
1.5075
1.51
1.5125
1.515
Tempo [s]

(a)


Modelo Tensorial
PSCAD/EMTDC
25
20
15
10
5
0
v_c [kV_{rms}]
0
60
180
300
420
540
660
780
900
1020
1140
Frequência [Hz]

(b)

Figura II-7: (a) Tensão no capacitor do GCSC, (b) Espectro harmônico de v_c.



(a)

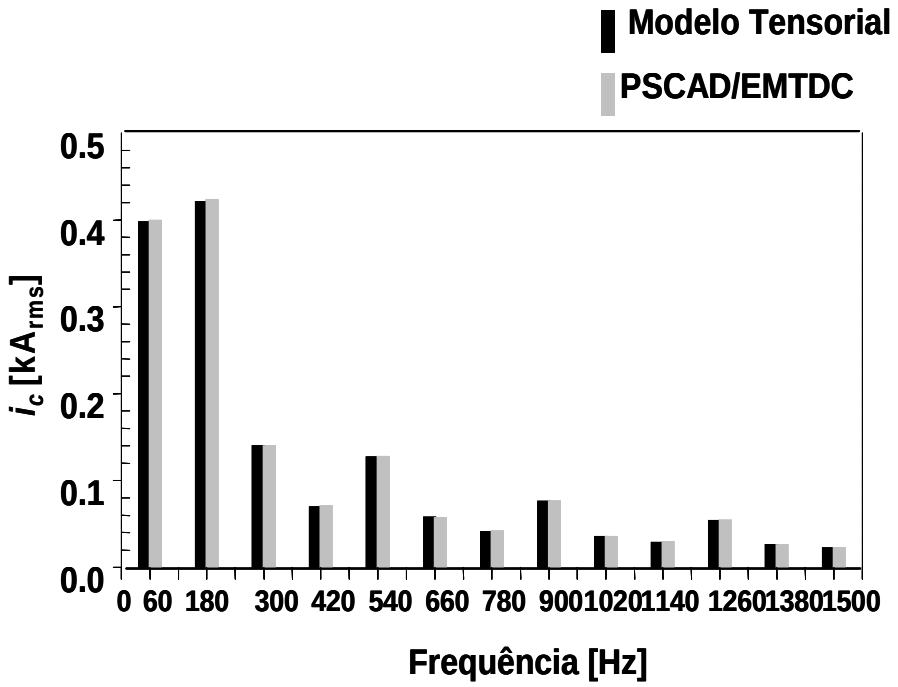


Figura II-8: Corrente no capacitor (a) e o seu espectro harmônico (b).

II.3.2.2 Sistema de potência com parâmetros distribuídos

Nesta seção é apresentada a análise de um sistema de potência modelado a parâmetros distribuídos a ser investigado através da formulação tensorial juntamente com o GCSC. O sistema de potência utilizado é mostrado na Figura II-9 e é composto por dois sistemas *A* e *B* conectados por duas linhas de transmissão de comprimento de 2722 km. Os comprimentos elétricos das linhas (Θ) na freqüência de 60 Hz , são iguais a 1,10 π radianos. Esta linha tem um comportamento que se aproxima mais do comprimento de uma linha curta do que uma linha longa, conforme foi apresentado por Portela [21]. Também em Santos Jr. [26] podem ser encontradas maiores características desta linha.

A linha 1 é compensada com o GCSC e projetado para compensar 40 % da reatância série. Os sistemas A e B são representados pelo modelo de *Thevènin*, ou seja, fontes ideais de tensão atrás de uma impedância equivalente Zg_1 ($R_1+j\omega L_1$) e Zg_5 ($R_5+j\omega L_5$). Nas barras 2 e 4 são conectadas duas cargas lineares (ZL_2 e ZL_4) representadas por um resistor *R* em paralelo (R_{21},R_{41}) com um resistor em série com um indutor ($R_2+j\omega L_2$, $R_4+j\omega L_4$). Neste caso é investigada a influência da inserção de componentes harmônicos do GCSC em um sistema de transmissão de alta tensão representado por uma linha de meio comprimento de onda. A Tabela II-2 mostra os valores dos parâmetros utilizados no modelo.

Tabela II-2: Valores dos Parâmetros do Sistema da Figura II-9.

Parâmetros	Sistema A	Sistema B
Tensão fase-fase (kV)	$750\angle 0^o$	$825\angle -91.0^o$
Impedância Equivalente (Ω)	$18\angle 87^o$	$28\angle 87^o$
Resistor Paralelo ($R_1(\Omega)$)	200	250
Resistor Paralelo ($R_2(\Omega)$)	724.9	173.6
Indutor Série (H)	2.550	0.3054

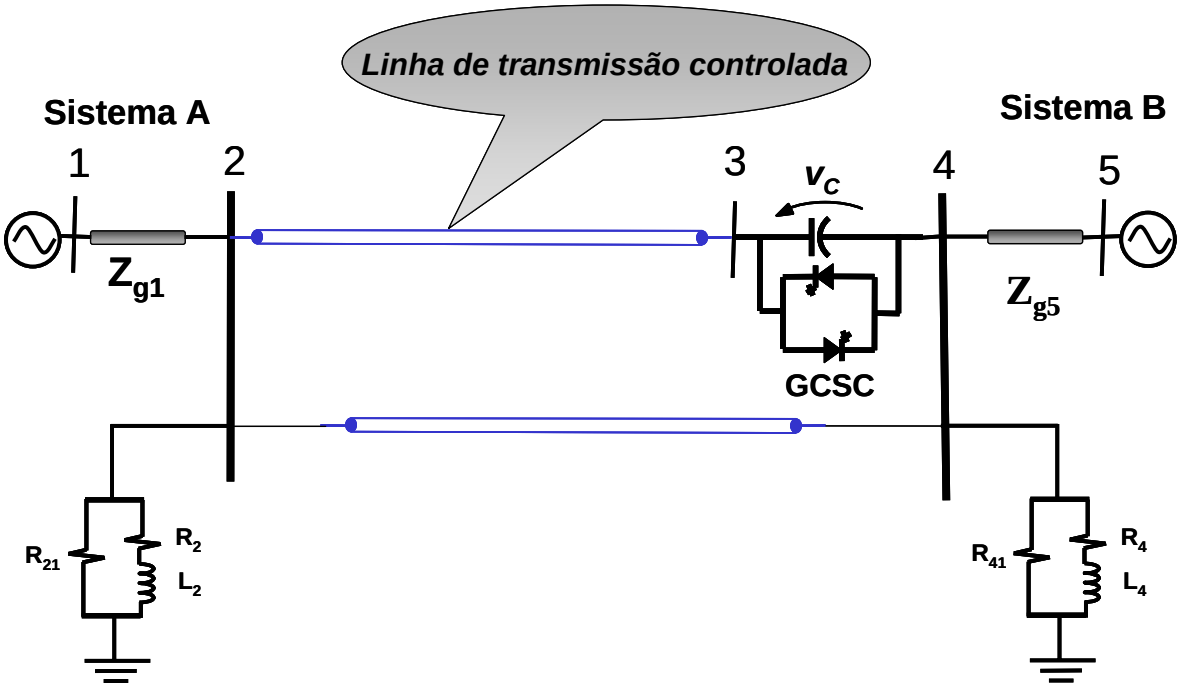


Figura II-9: Sistema de transmissão com o GCSC.

II.3.2.3 Linha de Transmissão

O desenvolvimento das equações que regem o comportamento elétrico de uma linha de transmissão é bastante explorado na literatura, e assim para não desviar do foco do trabalho de tese, não será mostrado o cálculo dos parâmetros da linha de transmissão mas de modo sucinto serão apresentados tais cálculos; baseando-se no trabalho de Anderson [27] e Portela [28].

As equações fundamentais para uma linha de transmissão para múltiplas fases, no domínio da freqüência [29], são dadas por:

$$-\frac{d[U]}{dl} = [Z_u][I]; -\frac{d[I]}{dl} = [Y_u][U], \qquad \text{(II-34)}$$

onde: l é a distância longitudinal que varia de 0 (terminal emissor) ao comprimento da linha (terminal receptor), $[Z_u]$ é a matriz de impedâncias longitudinais por unidade de comprimento, que permite quantificar a queda da tensão $\frac{dU}{dl}$ ao longo da linha devida à corrente I, $[Y_u]$ é a matriz das admitâncias transversais por unidade de comprimento

que permite quantificar a variação de corrente $\frac{dI}{dl}$ ao longo da linha no qual depende da tensão U,e $[U]$ e $[I]$ são as matrizes de tensões fase-neutro e correntes, respectivamente.

Derivando-se (II-34) em relação a l , obtém-se:

$$\frac{d^2[U]}{dl^2} = [Z_u][Y_u][U]; \frac{d^2[I]}{dl^2} = [Y_u][Z_u][I], \qquad \text{(II-35)}$$

sendo que as matrizes $[Z_u]$ e $[Y_u]$ estão em função da freqüência.

A Figura II-10 mostra a representação da linha de transmissão por um circuito equivalente π. Neste circuito os seus parâmetros são definidos da seguinte forma:

$$\begin{aligned} [Z_\pi] &= [Y_c]^{-1}\sinh([\lambda]l) \\ [Y_\pi] &= [Y_c]\tanh(\frac{1}{2}[\lambda]l) \end{aligned} \qquad \text{(II-36)}$$

Considerando uma linha de transmissão com transposição ideal os coeficientes de propagação (λ) e impedância (Y_c) são definidos por:

$$\begin{aligned} [\lambda] &= ([Z_u][Y_u])^{\frac{1}{2}} \\ [Y_c] &= [Z_u]^{-1}[\lambda] \end{aligned} \qquad \text{(II-37)}$$

Assim, λ é um número complexo que determina a forma pela qual as ondas de tensão e de corrente se propagam ao longo da linha.

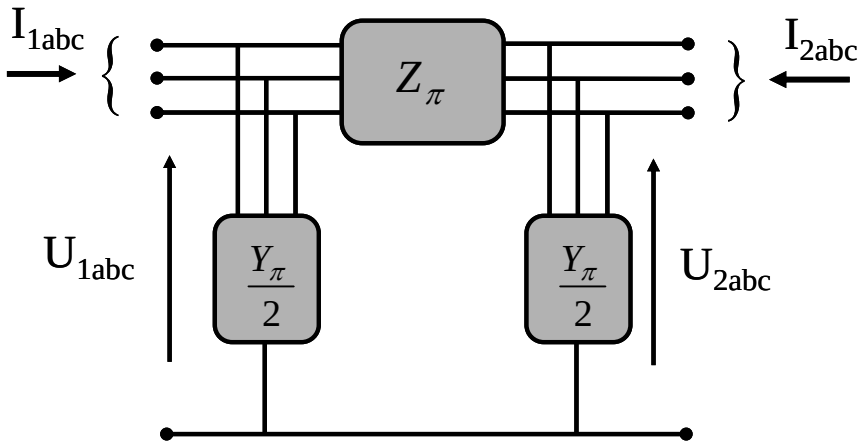


Figura II-10: Linha de transmissão representada por circuito equivalente π.

A Figura II-11 mostra uma representação esquemática da configuração da linha de transmissão trifásica de 750 kV, 2722 km de comprimento, com feixe de 4 subcondutores. Os subcondutores são do tipo *Falcon*, possuindo diâmetro externo de 39,23 mm, raio de aço de 6,54 mm e resistência à corrente contínua para a temperatura de 20° C de 0,0360 Ω/m. Considerou-se o solo possuindo resistividade de 1000 Ωm, permissividade elétrica ε igual à do ar ($8{,}859.10^{-12}$ F/m) e permeabilidade magnética μ igual à do vácuo ($4\pi 10^{-7}$ H/m).

A validação do modelo tensorial do GCSC em série com a linha de transmissão como mostrado na Figura II-9, em regime permanente foi realizada igualmente para o caso do sistema com parâmetros concentrados ou distribuídos. Assim, foi realizado a comparação dos resultados obtidos no *Mathematica* considerando 50 harmônicos com o método *Newton- Raphson* com o PSCAD/ EMTDC. Contudo, o sistema de potência com parâmetros distribuídos apresenta uma dimensão igual de 181 e foi solucionado com 24 interações.

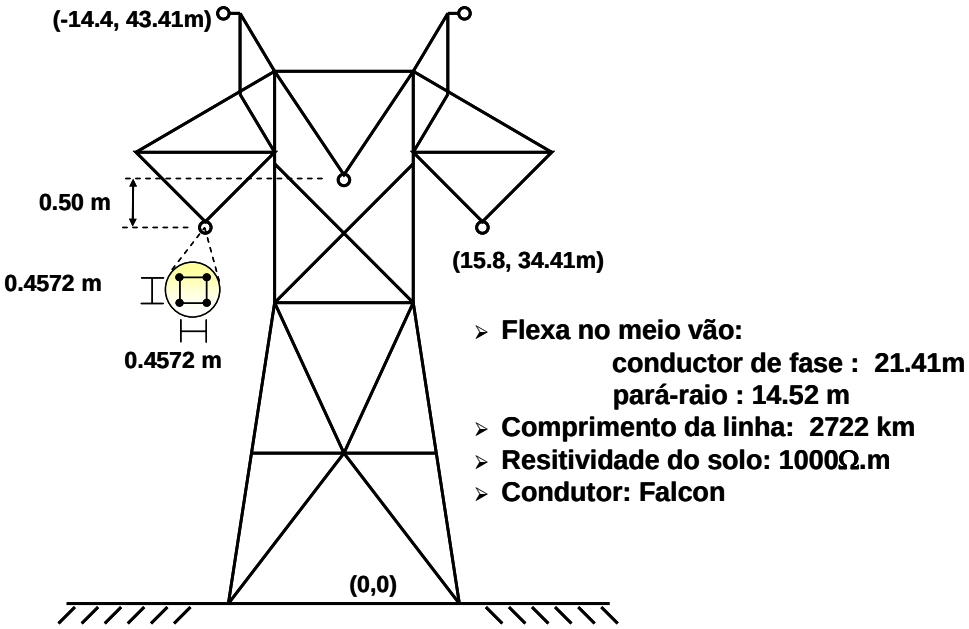


Figura II-11: Representação da torre da linha de transmissão.

A representação do sistema de potência da Figura II-9, para pequenas variações, pode se representado como:

$$\begin{bmatrix} Matriz \\ Tensorial \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta V \\ \vdots \\ \Delta I \\ \vdots \\ \Delta\gamma \end{bmatrix} = [B], \qquad \text{(II-38)}$$

onde: B é o vetor de resíduos.

No modelo proposto pode ser verificada a associação entre os elementos não-lineares e lineares. O tratamento tensorial permite a análise das magnitudes de todos os harmônicos das variáveis do sistema. Esta é uma das principais características do modelo tensorial o qual permite determinar precisamente cada harmônico e sua influência.

A Figura II-12 apresenta a estrutura da matriz do sistema com o modelo tensorial considerando 5 harmônicos. Nesta figura pode-se observar as seguintes partes do modelo:

Partes 1 e 5: As tensões das fontes são representadas pela matriz identidade;

Parte 2: Representa as correntes na barra 2 onde os elementos são definidos do mesmo modo que nos estudos de fluxo de potência;

Parte 3 e 4: Representam as correntes nas barras 3 e 4. A corrente do GCSC é inserida nestas partes.

Parte 6: Representa o primeiro elemento de (II-29), que é o modelo tensorial e a interação harmônica (quadrados com fundo escuro).

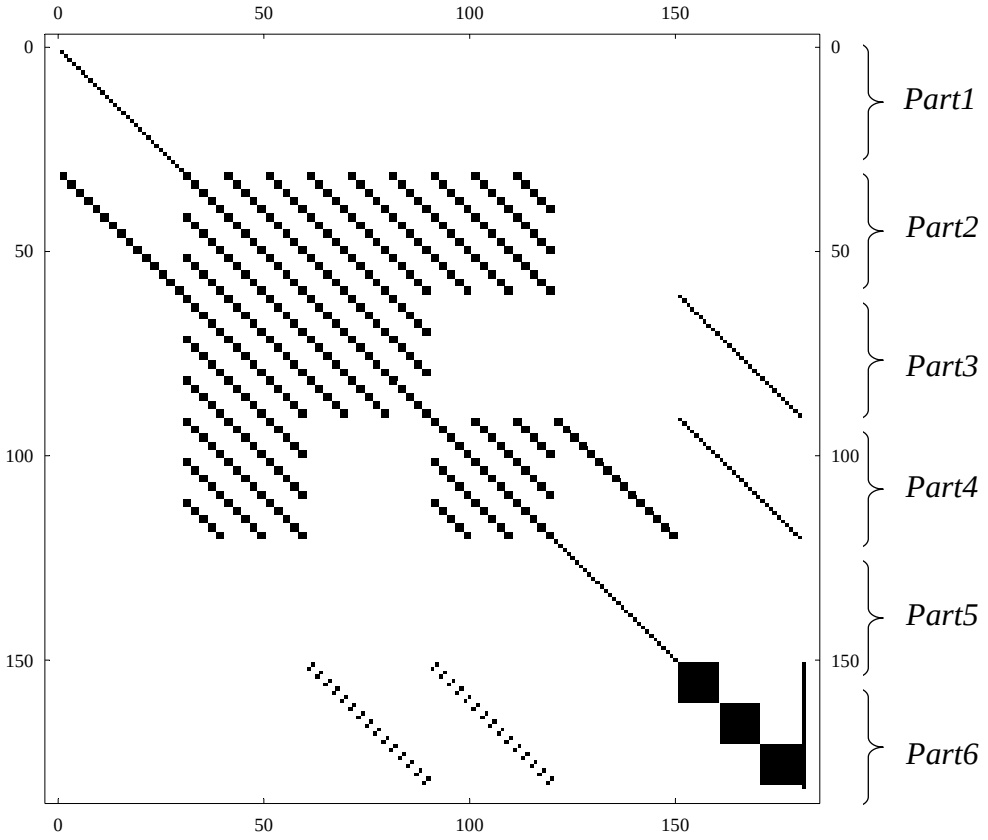


Figura II-12: Estrutura da matriz tensorial para o sistema de potência com o GCSC.

A Figura II-13 mostra a tensão do capacitor do GCSC nas fases *a*,*b*, e *c* obtidas no modelo tensorial em regime permanente.

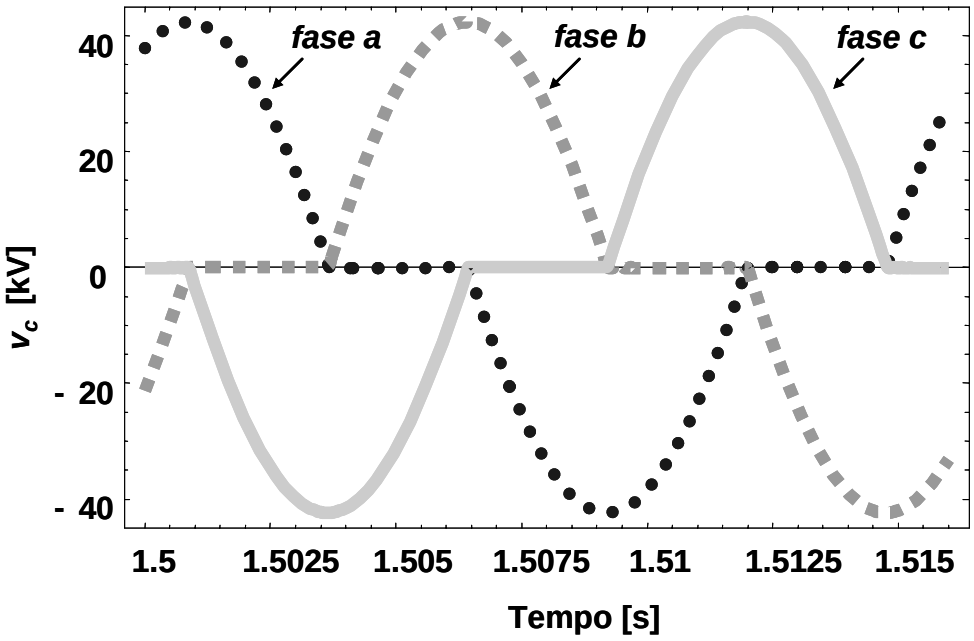
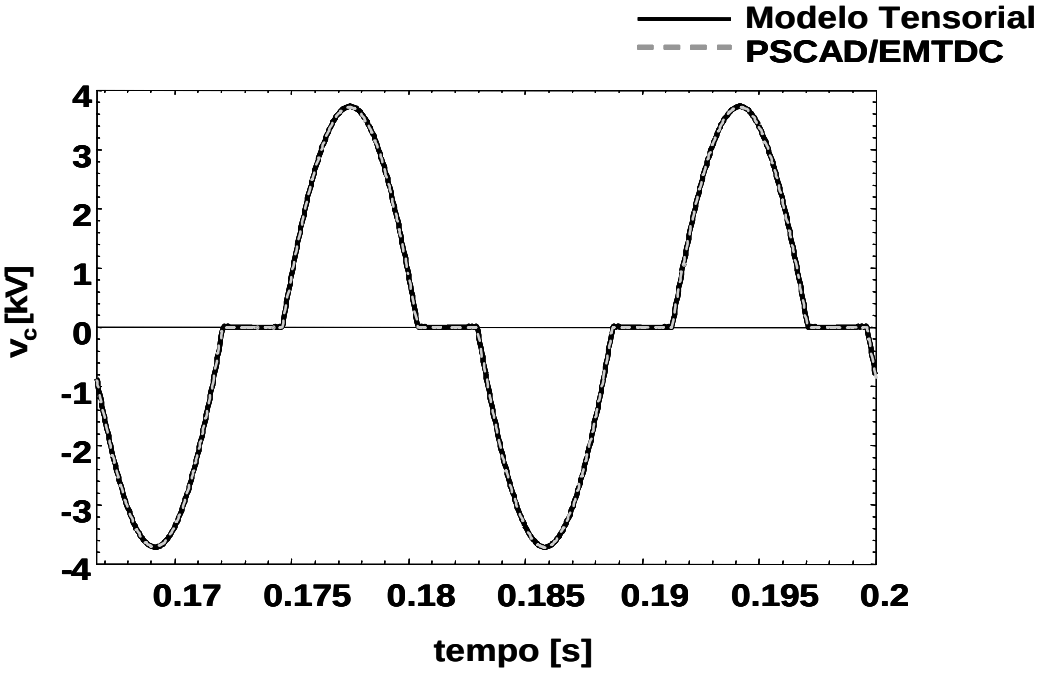


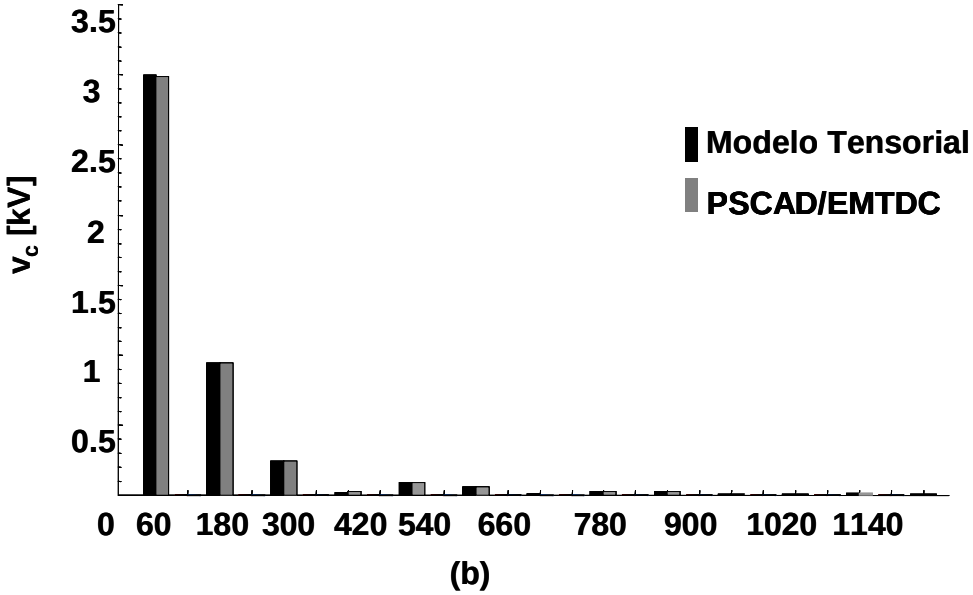
Figura II-13: Tensão no capacitor do GCSC pelo modelo tensorial.

A Figura II-14 (a) mostra a tensão do capacitor na fase *a* do GCSC calculado pelo modelo tensorial e pelo PSCAD. Pode-se observar nesta figura que o modelo tensorial apresenta resposta coincidente com a do PSCAD. A Figura II-14 (b) mostra o espectro harmônico da tensão do capacitor em ambas as simulações.

Também neste caso a corrente que flui pelo capacitor pode ser facilmente obtida pela multiplicação da matriz tensorial determinada através dos coeficientes da função de chaveamento, pelo vetor de corrente da linha de transmissão (*i*). A Figura II-15 (a) e (b) mostram a forma de onda da corrente que flui pelo GCSC e o seu respectivo espectro harmônico calculado pelo *Mathematica* e PSCAD. Na Figura II-15 (a) pode ser observado novamente o fenômeno de *Gibbs* que ocorre no modelo tensorial conforme já foi explicado.



(a)



(b)

Figura II-14: Tensão no capacitor do GCSC pelo modelo tensorial.

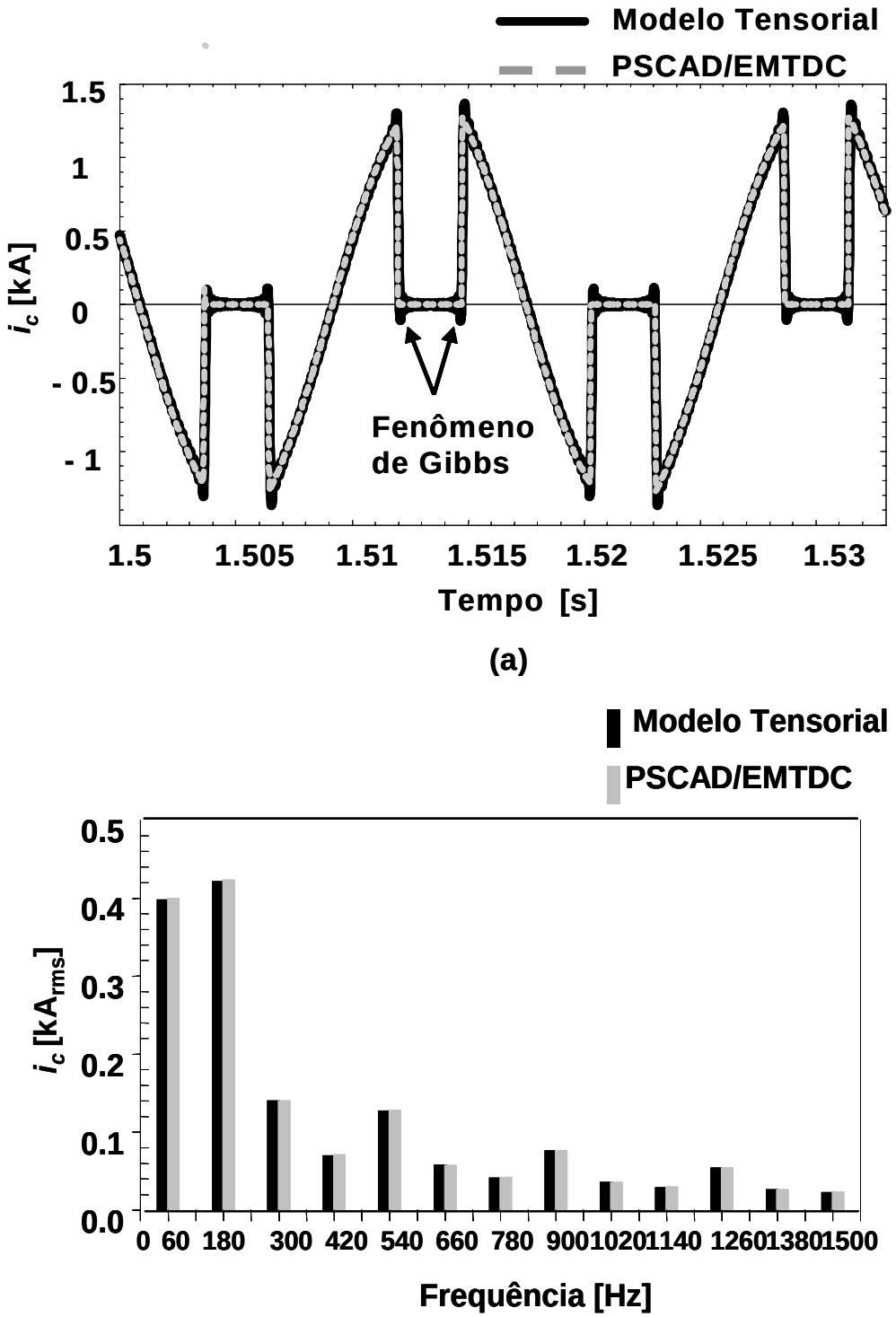


Figura II-15: Corrente no capacitor do GCSC pelo modelo tensorial.

A Figura II-16 mostra a forma de onda da tensão e seu espectro harmônico na barra 4 do sistema da Figura II-9. Através deste resultado verificou-se que a conexão do GCSC no sistema não causa distorções consideráveis na tensão da barra 4. Por

exemplo, a distorção harmônico total (THD) na tensão da barra 4 é menor do que 0,6 % para um ângulo de corte γ de 120°.

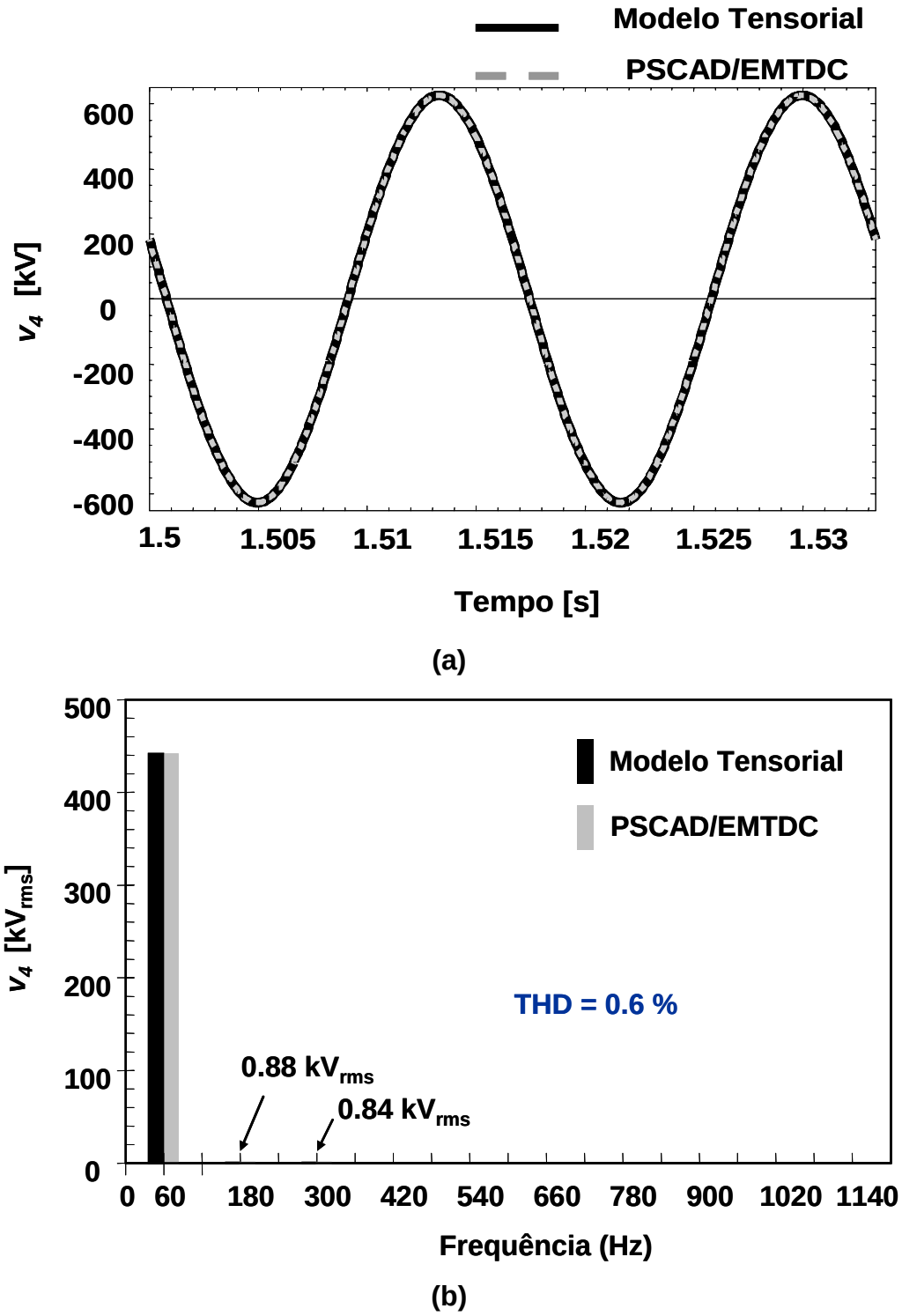


Figura II-16: Tensão na barra 4 (a) e seu espectro harmônico (b).

II.4 Considerações Finais

Neste capítulo foi apresentada a modelagem do dispositivo FACTS – GCSC através da análise linear utilizando a formulação tensorial. Os resultados obtidos foram validados através da comparação com a simulação feita no programa PSCAD/EMTDC, em regime permanente.

O tratamento matemático apresentado permitiu fazer a representação detalhada e precisa de um dispositivo não linear levando em consideração sua natureza tensorial, onde apresenta interação inter-harmônica do dispositivo com o sistema, mostrando-se mais abrangente do que a formulação fasorial, pois esta analisa os harmônicos individualmente.

Através desta formulação foi possível mostrar que a propagação de harmônicos gerados pelo GCSC não é critica, mesmo sem o uso de filtros. Os estudos com a formulação tensorial são trabalhosos, mas é possível inferir que ela pode ser muito interessante para estudos de interação harmônica, por exemplo.

Capítulo

III

ANÁLISE DO GCSC NO AMORTECIMENTO DA RSS

III.1 Introdução

O principal objetivo da compensação série em linhas de transmissão é aumentar a capacidade de transporte de energia, especialmente quando grande quantidade de energia deve ser transmitida em longas linhas de transmissão. Entretanto, a compensação série pode levar à ocorrência da ressonância subsíncrona.

A ressonância subsíncrona (RSS) é um fenômeno caracterizado pela interação entre os modos subsíncronos decorrentes do uso da compensação série em uma rede elétrica e os modos torcionais em máquinas síncronas térmicas que possuem um eixo mecânico com diversas massas que podem oscilar entre si. Pode ainda surgir também como um fenômeno predominantemente elétrico, quando a resistência do rotor vista pelos terminais do estator seja negativa para uma freqüência natural surgida com a

compensação série (efeito do gerador de indução) [30]. Assim, com estas características a RSS pode ocasionar a desconexão da linha ou, eventualmente, ruptura mecânica dos eixos das máquinas.

Para ter os benefícios da compensação série e evitar a ocorrência dos problemas de ressonância subsíncrona a utilização de dispostos FACTS tem sido proposta. Larsen e Jalali [31] demonstram que o capacitor série controlado a tiristor (TCSC) é um equipamento que, dentre as suas principais características de operação, é capaz de realizar a redução dos efeitos da ressonância subsíncrona e do amortecimento de oscilações interáreas.

Pilloto et. al. [32] também mostram a efetividade e capacidade do TCSC no amortecimento da ressonância subsíncrona utilizando potência ou corrente como referência para o controle. Este estudo foi feito através de simulações digitais no programa transitórios eletromagnéticos EMTP. Kakimoto e Phongphanphanee [33] demonstram que o TCSC pode mitigar a RSS quando o controle tem como referência a velocidade do rotor da máquina.

Aplicações reais de testes na operação e capacidade do TCSC no amortecimento da RSS são apresentadas por Hauer et al. [34] na subestação de Slat nos Estados Unidos. Outra aplicação prática é apresentada por Hingorani [35] através de um efetivo dispositivo FACTS denominado NGH-SSR para mitigar a RSS em um sistema de potência. O NGH é um dispositivo baseado em um tiristor controlado que insere um resistor no circuito. Esta inserção do resistor no circuito é feita com uma freqüência subsíncrona. Uma aplicação real do NGH foi realizado no sistema da BPA de 500 kV na subestação de Edison's Lugo Califórnia em 1993 [36].

Mais recentemente Jowder e Ooi [37] mostram a aplicação do SSSC no amortecimento da RSS com o controle tendo como referência tanto a velocidade do rotor quanto da medição da potência do sistema. Vale ressaltar que o SSSC é mais flexível, do ponto de vista do controle, do que o TCSC e o GCSC. Entretanto, o SSSC apresenta maior complexidade na sua composição e controle. Outro dispositivo FACTS proposto para mitigar a RSS é o UPFC (Unified Power Flow Controller) [38] porém este dispositivo é composto por um conversor paralelo e outro série sendo ainda mais

complexo do que o SSSC.

Conforme foi apresentado acima, vários trabalhos foram realizados com dispositivos FACTS no amortecimento da RSS, porém, até o momento, o GCSC não havia sido investigado para realizar tal amortecimento.

Dentro deste contexto, surgiu a motivação de estudar e investigar a capacidade do GCSC realizar o amortecimento da ressonância subsíncrona aproveitando a sua simplicidade de composição e controle. Outra motivação deste estudo é devido ao crescente aumento da instalação de usinas termoelétricas no Brasil e a possibilidade dessas usinas serem conectadas aos centros consumidores por linhas de transmissão controladas por compensação série.

Assim, o principal objetivo deste capítulo é apresentar uma investigação da capacidade do GCSC no amortecimento da Ressonância Subsíncrona (RSS). Também, serão mostrados resultados do GCSC atuando no amortecimento de oscilações de baixa freqüência. Este estudo tomou como base o sistema "IEEE First Benchmark" [39] onde o sistema elétrico e mecânico são modelados no programa de transitórios EMTP/ATP (***A****lternative* ***T****ransients* ***P****rogram*). Na análise realizada neste trabalho foram considerados diferentes dimensionamentos do GCSC.

III.2 Fenômeno da Ressonância Subsíncrona

Nesta seção, primeiramente, é apresentado o comportamento do fenômeno da Ressonância Subsíncrona (RSS) no sistema "IEEE First Benchmark" modelado no ATP/EMTP. A análise do fenômeno da ressonância subsíncrona, através deste programa de transitórios eletromagnéticos, permite avaliar as características do fenômeno.

Maiores detalhes do fenômeno podem ser encontrados em Sollero [40], onde é apresentada uma modelagem analítica do sistema como detalhes específicos. Também em Tavares [41] é realizada uma análise do comportamento do fenômeno, através de uma variação de nível de compensação.

III.3 Sistema "IEEE First Benchmark"

O sistema de potência utilizado para a análise da influência da ressonância subsíncrona (RSS) em uma rede elétrica é o sistema denominado "IEEE First Benchmark", mostrado na Figura III-1. Nesta figura, o sistema de geração é representado por um gerador síncrono acionado por vários estágios e conectado a uma barra infinita através de uma linha de transmissão, representada por uma resistência (R) e uma reatância (X_L). O acionamento do gerador é feito por quatro turbinas sendo: uma turbina de alta pressão (HP), uma turbina de média pressão (HP) e duas turbinas de baixa pressão (LPA e LPB), a massa do rotor do gerador (GEN) e a massa da excitatriz, respectivamente. No eixo deste gerador está conectada também a excitatriz (exc). A linha de transmissão é compensada por uma reatância capacitiva fixa (X_{cf}). O sistema mecânico do gerador é composto por seis massas, sendo quatro pertencentes à turbina, uma ao gerador e uma ao sistema de excitação. O valor dos acoplamentos também é conhecido para cada seção de elasticidade. O amortecimento mecânico é considerado nulo, representando a pior condição de amortecimento. No transformador não foi considerada a saturação.

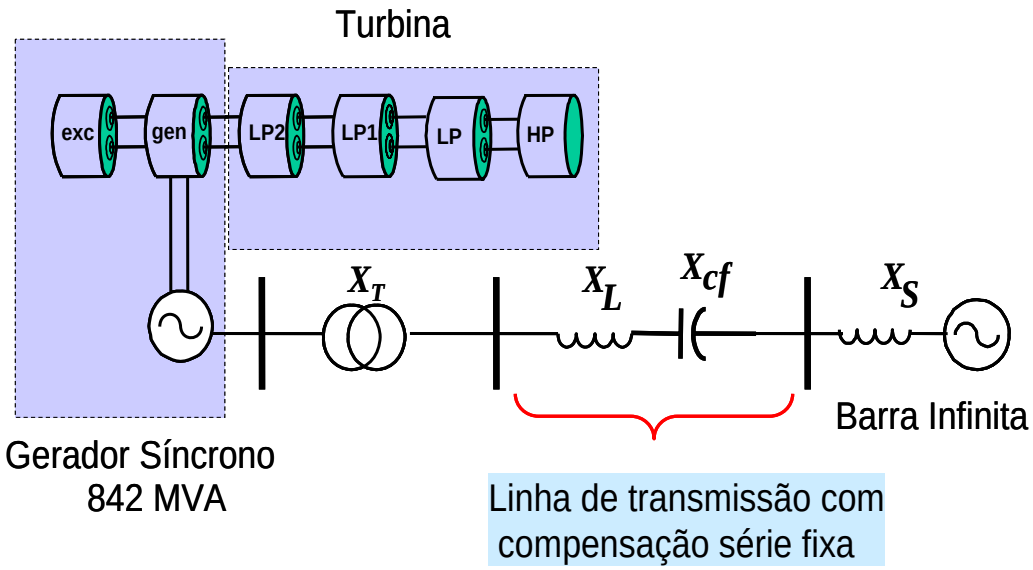


Figura III-1. Sistema de potência "IEEE First Benchmark".

III.3.1 Frequência Natural Torcional

O problema devido à interação entre o sistema elétrico e o mecânico da máquina síncrona ocorre na faixa de freqüência subsíncrona, que na prática varia entre 10 a 45 Hz [42]. Deste modo, o sistema do rotor da máquina síncrona pode ser representado por um modelo de parâmetros concentrados tipo massa-mola conforme apresentado na Figura III-1 (Kundur [42] e Anderson [43]). Uma visualização simplificada do conjunto de massas gerador-turbina e o desvio de velocidades do gerador-turbina LP2 é apresentada na Figura III-2.

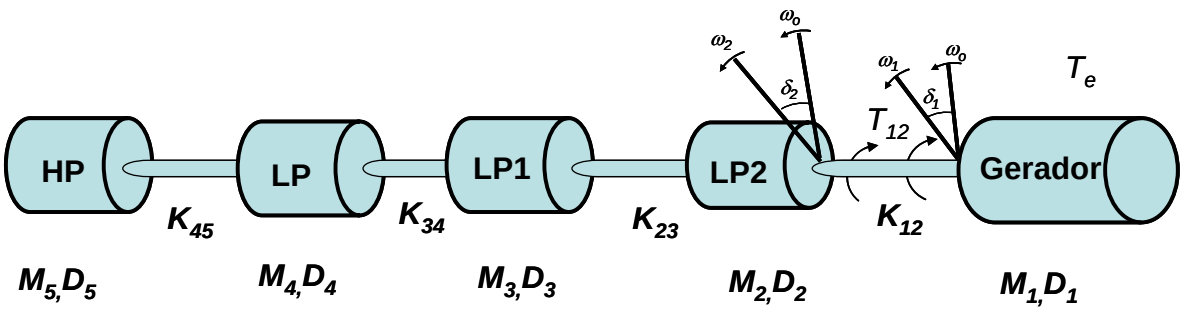


Figura III-2. Modelo da estrutura do rotor de uma máquina síncrona

As equações das velocidades angulares (ω_i) e dos ângulos (δ_i) de cada massa são dados por (Anderson [43], Kundur [42]):

$$\begin{aligned} &H_i \frac{d\omega_i}{dt} + D\omega_i + K_{i,i-1}(\delta_i - \delta_{ij}) + K_{i,i+1}(\delta_i - \delta_{i+1}) = T_i \\ &\frac{d\delta_i}{dt} = \omega_i - \omega_s \end{aligned} \quad , \qquad \text{(III-1)}$$

onde D_i é coeficiente de amortecimento das massas, H_i é a constante de inércia da massa i, K_{ij} é a constante de torção equivalente entre as massas i e j.

As freqüências naturais torcionais da Figura III-1 podem ser determinadas utilizando técnicas de análise modal (Kundur [42]) a partir de um modelo simplificado.

As equações linearizadas do rotor da máquina e das seções das turbinas são dadas as seguir :

$$
\begin{aligned}
&\frac{d(\Delta\omega_1)}{dt} = -\frac{D_1}{2H_1}(\Delta\omega_1) - \frac{K_{12}}{2H_1}(\Delta\delta_1) + \frac{K_{12}}{2H_1}(\Delta\delta_2) \\
&\frac{d(\Delta\delta_1)}{dt} = \omega_o(\Delta\omega_1) \\
&\frac{d(\Delta\omega_2)}{dt} = \frac{K_{12}}{2H_2}(\Delta\delta_1) - \frac{D_2}{2H_2}(\Delta\omega_2) - \frac{K_{12}+K_{23}}{2H_2}(\Delta\delta_2) + \frac{K_{23}}{2H_2}(\Delta\delta_3) \\
&\frac{d(\Delta\delta_2)}{dt} = \omega_o(\Delta\omega_2) \\
&\frac{d(\Delta\omega_3)}{dt} = \frac{K_{23}}{2H_3}(\Delta\delta_2) - \frac{D_3}{2H_3}(\Delta\omega_3) - \frac{K_{34}+K_{23}}{2H_3}(\Delta\delta_3) + \frac{K_{34}}{2H_3}(\Delta\delta_4) \\
&\frac{d(\Delta\delta_3)}{dt} = \omega_o(\Delta\omega_3) \\
&\frac{d(\Delta\omega_4)}{dt} = \frac{K_{34}}{2H_4}(\Delta\delta_3) - \frac{D_4}{2H_4}(\Delta\omega_4) - \frac{K_{45}+K_{34}}{2H_4}(\Delta\delta_4) + \frac{K_{45}}{2H_4}(\Delta\delta_5) \\
&\frac{d(\Delta\delta_4)}{dt} = \omega_o(\Delta\omega_4) \\
&\frac{d(\Delta\omega_5)}{dt} = \frac{K_{45}}{2H_5}(\Delta\delta_4) - \frac{D_5}{2H_5}(\Delta\omega_5) - \frac{K_{45}}{2H_4}(\Delta\delta_5) \\
&\frac{d(\Delta\delta_5)}{dt} = \omega_o(\Delta\omega_5)
\end{aligned}
\quad , \qquad \text{(III-2)}
$$

onde, $\Delta\omega_i$ é o desvio de velocidade da massa i , δ_i posição angular da massa i e t é o tempo em segundos.

Utilizando os dados do sistema “IEEE First Benchmark” da Figura III-1 e substituindo-os em (III-2) obtêm-se aproximadamente os valores das freqüências naturais do sistema mecânico, conforme é apresentado na Tabela III-1. Nesta tabela o modo torcional 1 tem uma freqüência natural de 15,746 Hz. Este modo, quando é excitado, ocorre o pior caso de ressonância do sistema “IEEE First Benchmark”, pois as massas do rotor e o gerador oscilam entre si (Kundur[42]). Esta tabela também apresenta os níveis de compensação série fixa (X_{cf}) que excitam os modos torcionais. Também na Tabela é apresentada a freqüência do modo eletromecânico.

Tabela III-1: Freqüências naturais do rotor e reatância capacitiva série que excita a RSS.

Modos Torcionais	**Freqüência (Hz)**	**X_{fc} (p.u.)**
Modo torcional 4	32,3	0,164
Modo torcional 3	25,5	0,285
Modo torcional 2	20,2	0,378
Modo torcional 1	15,7	0,472
Excitação	9,7	0,609
Modo eletromecânico	1,9	-

III.3.2 Simulações Digitais do Sistema "IEEE First Benchmark"

A seguir são mostradas as formas de ondas de algumas variáveis do sistema da Figura III-1 obtidas com a simulação digital no programa ATP/EMTP. A simulação é iniciada considerando que a máquina síncrona é representada por uma fonte ideal de tensão e, em *t=0,5 s* o modelo da máquina síncrona incluindo o sistema mecânico é conectado ao sistema. Na simulação foi considerado que o valor do capacitor fixo tem uma reatância de 0,472 pu (X_{fc}=132 Ω). Este valor do capacitor foi escolhido para excitar o modo torcional 1. Entretanto outros valores de reatância do capacitor podem também causar ressonância subsíncrona em freqüências diferentes dependendo do modo da Tabela III-1 que está se excitando. Neste trabalho apenas o modo 1 foi considerado.

A Figura III-3 mostra oscilações crescentes sem amortecimento do torque elétrico da máquina síncrona caracterizando o fenômeno da RSS. As correntes e tensões induzidas também aumentam com a crescente oscilação do torque. As Figura III-4 e III-5 mostram os sinais de corrente, tensão terminal do gerador e a potência que flui no sistema.

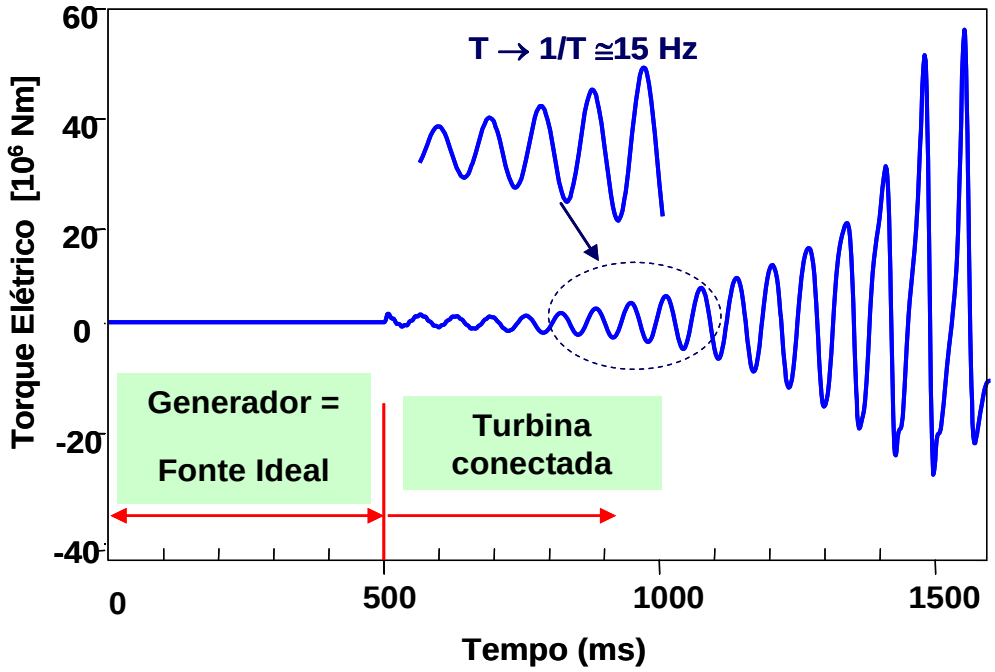


Figura III-3: Torque elétrico da máquina síncrona com compensação fixa excitando o modo 1 da RSS.

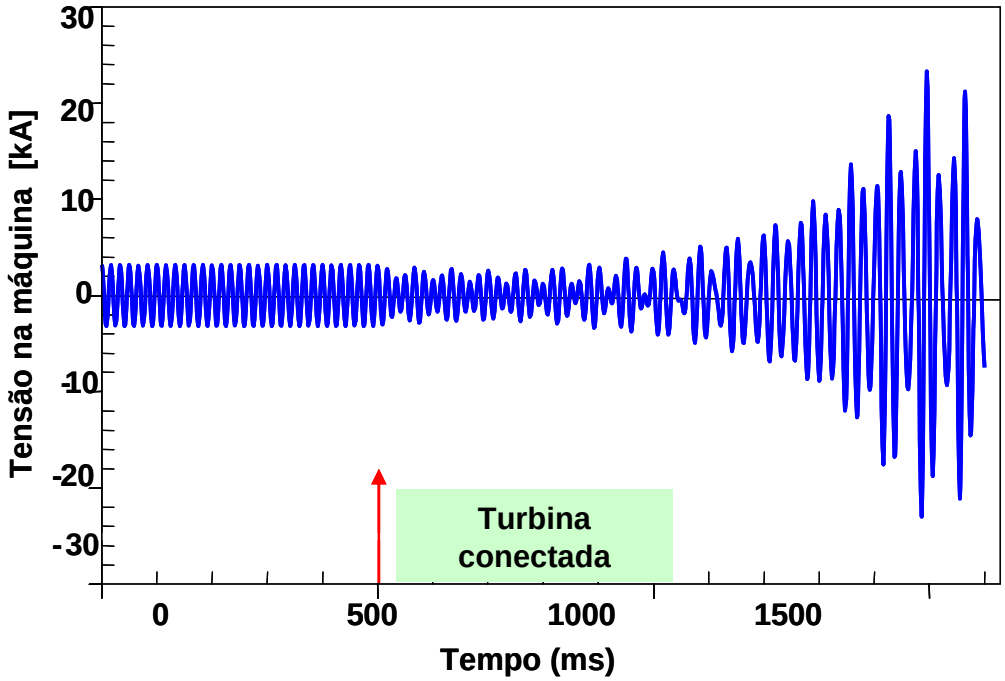


Figura III-4: Corrente na fase "a" com compensação fixa excitando o modo 1 da RSS.

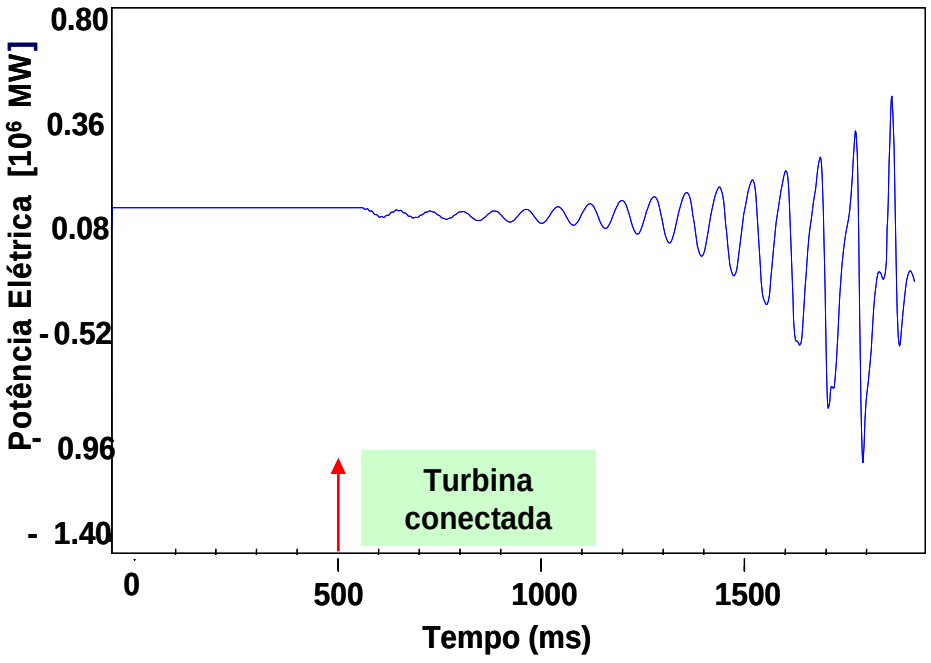


Figura III-5: Potência que flui na linha com compensação fixa excitando o modo 1 da RSS.

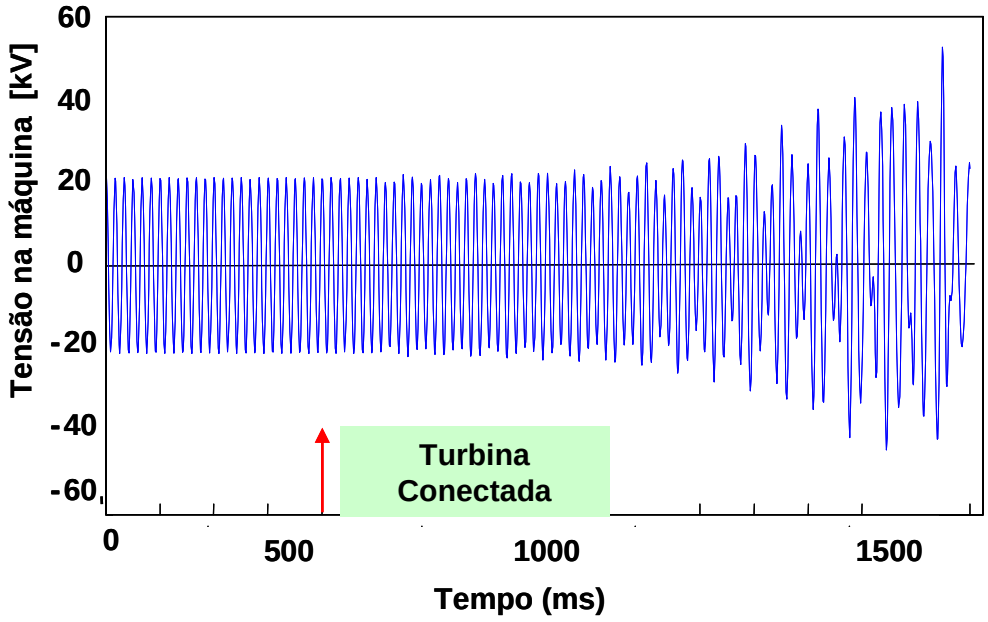


Figura III-6: Tensão na fase "a" do gerador com compensação fixa excitanto o modo 1 da RSS.

III.4 IEEE First Benchmark com o GCSC

Nesta seção é apresentada a metodologia adotada para verificar como a compensação série baseada no GCSC e um capacitor fixo pode amortecer a ressonância subsíncrona no sistema "IEEE First Benchmark". Nesta investigação a compensação capacitiva série fixa da Figura III-1 foi substituída por um capacitor série fixo e um GCSC, de tal forma que a reatância equivalente capacitiva deste conjunto fosse igual à reatância que provoca a RSS. Mais especificamente, o valor total da reatância equivalente capacitiva foi escolhido igual a 0,472 p.u. , deste modo excitando o modo torcional 1. Este valor de reatância equivalente (conjunto GCSC e capacitor fixo) pode ser obtido por várias combinações de dimensão dos elementos. Neste trabalho são analisados três casos de combinações do conjunto conforme é apresentada na Tabela III-2. Verifica-se nesta tabela que a proporção da reatância equivalente entre o GCSC e o capacitor fixo é dado por: 1:2, 1:1 e 2:1. O primeiro caso é baseado no trabalho de Pilotto [32] no qual foi mostrado que o TCSC em série com uma capacitor fixo é capaz de amortecer o fenômeno da RSS no sistema "IEEE First Benchmark". Naquele trabalho, o TCSC foi projetado para sintetizar uma reatância de 0,152 p.u. através de um controle de corrente ou potência enquanto que o capacitor fixo sintetiza 0,318 p.u. Assim, a relação entre a reatância equivalente do TCSC e do capacitor fixo está em uma proporção aproximada de 1:2.

A análise dos casos tem como principal objetivo verificar a influência do tamanho do GCSC no amortecimento da RSS. Vale ressaltar que mesmo definido o tamanho do GCSC pode-se obter variação da reatância equivalente sintetizada com a variação do ângulo de corte (γ), conforme mostrado na Figura III-7.

Neste estudo, o ângulo de corte (γ)foi escolhido tal que em regime permanente o GCSC sintetize uma reatância equivalente $X(\gamma)$ igual a metade da variação entre $X(90^o)$ a $X(180^o)$ conforme é apresentado na Figura III-7. Este ângulo de corte (γ) em regime permanente é igual a $113{,}40^o$ e garante uma faixa dinâmica de controle igual para os dois lados.

Tabela III-2: Casos de compensação no sistema IEEE First Benchmark com o GCSC.

Casos Testes	Reatância equivalente do GCSC $X(\gamma)$(p.u)	Reatância série fixa X_{fc} (p.u)
Caso 1	0,152	0,318
Caso 2	0,236	0,236
Caso 3	0,318	0,152

* - X_{cf} = 132 Ω equivale a 0,472 p.u.

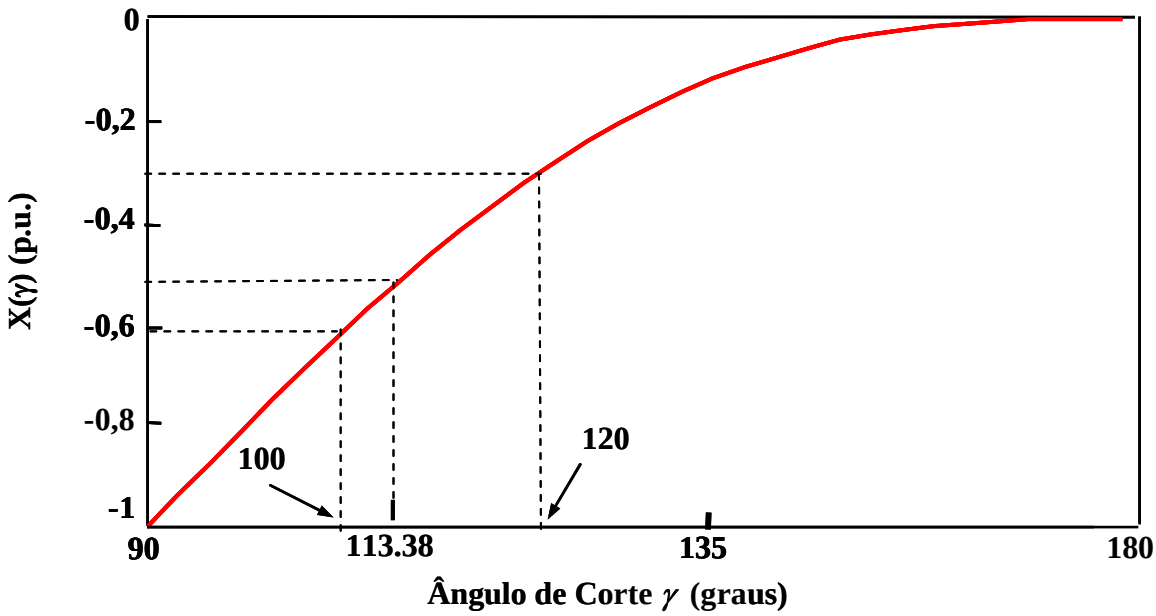


Figura III-7: Variação da reatância equivalente do GCSC em função do ângulo de corte (γ).

A Figura III-8 mostra o sistema implementado com o GCSC na plataforma computacional ATP/EMTP. No programa, o gerador foi representado pela fonte de máquina síncrona Tipo-59 e as chaves autocomutadas do GCSC pela chave Tipo 11. O modelo desta chave contém um campo que pode receber os sinais que dão a ordem de condução e corte. Desta forma a chave opera com comutação forçada; a chave atua como um diodo caso este campo não receba nenhum sinal.

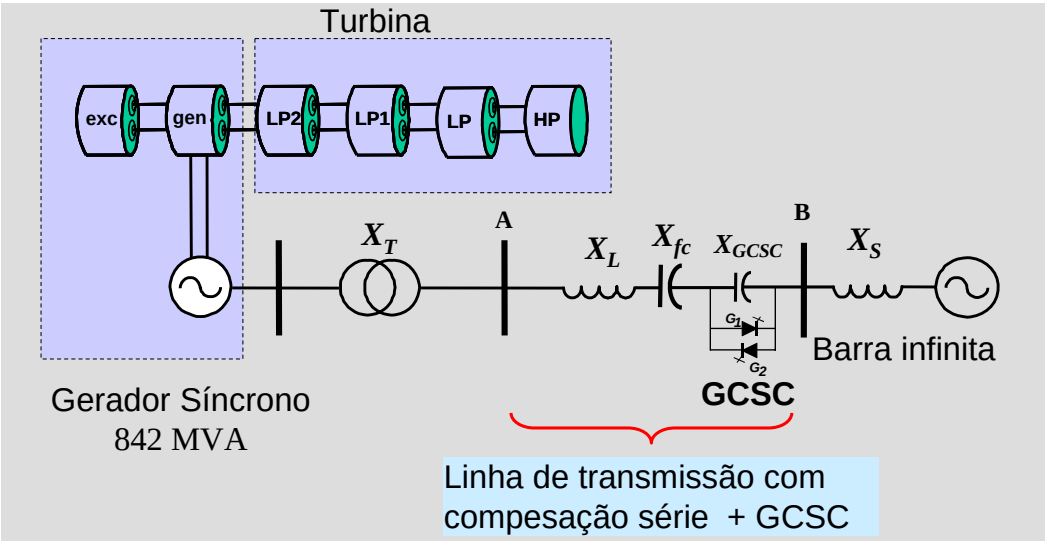


Figura III-8: Sistema de potência "IEEE First Benchmark" com o GCSC.

Antes de realizar as investigações da capacidade do GCSC em amortecer a RSS serão apresentadas primeiramente duas características do dispositivo:

1- Controle do ângulo de corte (γ) e,

2- Fluxo de potência em função do ângulo de corte do GCSC para sistema de potência IEEE First Benchmark.

III.4.1 Controle do ângulo de corte do GCSC

Nesta seção é apresentado o controle do angulo de corte (γ) do GCSC baseado na detecção de cruzamento por zero. Será mostrado que este tipo de controle contribui para que o GCSC amorteça a RSS.

A Figura III-9 mostra o controle do ângulo baseado no detector de cruzamento por zero composto por um bloco "Sign", um gerador de pulso "RPG" e um integrador para a fase "*a*". O bloco "Sign" recebe o sinal de corrente e na sua saída produz uma onda quadrada i_{asq}. O bloco "RPG" gera um pulso de *reset* para o integrador que integra um valor constante β, e assim produzindo uma forma de onda dente de serra. Este sinal dente de serra é comparado com um ângulo de corte de referência γ^* e o

resultado da comparação produz pulsos para as chaves do GCSC na fase "*a*". O sinal i_{asq} e o pulso de saída através do comparador alimentam o bloco de distribuição "D" o qual separa os pulsos para o chaveamento das chaves G_1 e G_2.

A Figura III-10 mostra a forma de onda dente de serra e a corrente da linha na fase "*a*". Nesta figura verifica-se que a inclinação da onda dente de serra é sempre constante (proporcional a β). Portanto, se a freqüência do sistema variar de f_1 para f_2 (e.g., $f_1 > f_2$) os tempos $T_{\gamma 1}$ e $T_{\gamma 2}$ são iguais, o semi-período T_1 e T_2 passa a ser diferentes. Assim, quando a freqüência do sistema diminui o ângulo de corte (γ) também diminuí. Esta característica demonstra que o sinal dente de serra com inclinação constante produz um ângulo de corte (γ) variável para uma variação na freqüência do sistema.

Os ângulos de corte medidos através da passagem da corrente por zero, e correspondentes a $T_{\gamma 1}$ ou $T_{\gamma 2}$ são dados por :

$$\gamma_1 = \frac{T_{\gamma 1}}{T_1} 180^0 \quad \text{ou} \quad \gamma_2 = \frac{T_{\gamma 2}}{T_2} 180^0 \qquad \text{(III-3)}$$

A forma de onda dente de serra para as fases "b" e "c" são similares, mas defasadas por 120° e 240°, respectivamente.

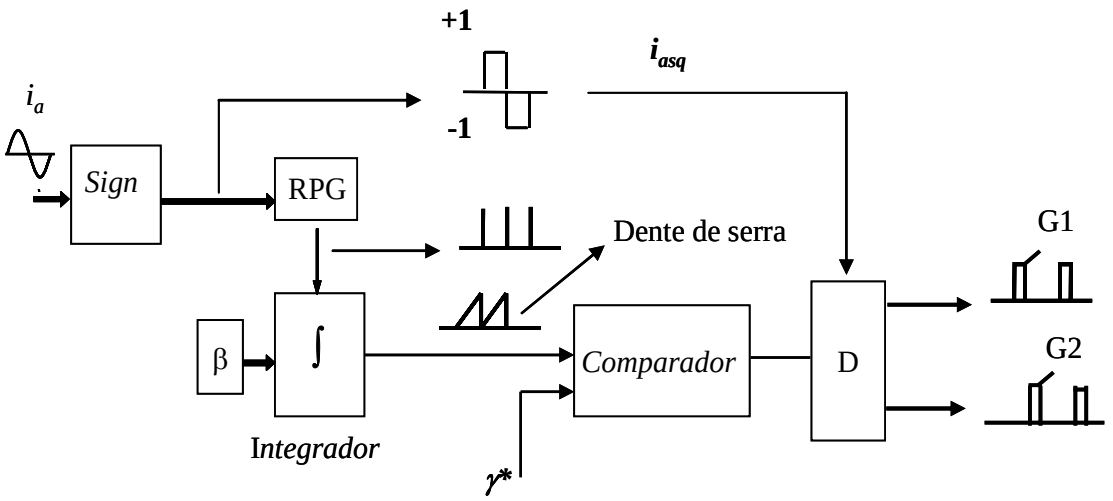


Figura III-9 – Controle do ângulo de corte baseado no detector cruzamento por zero.

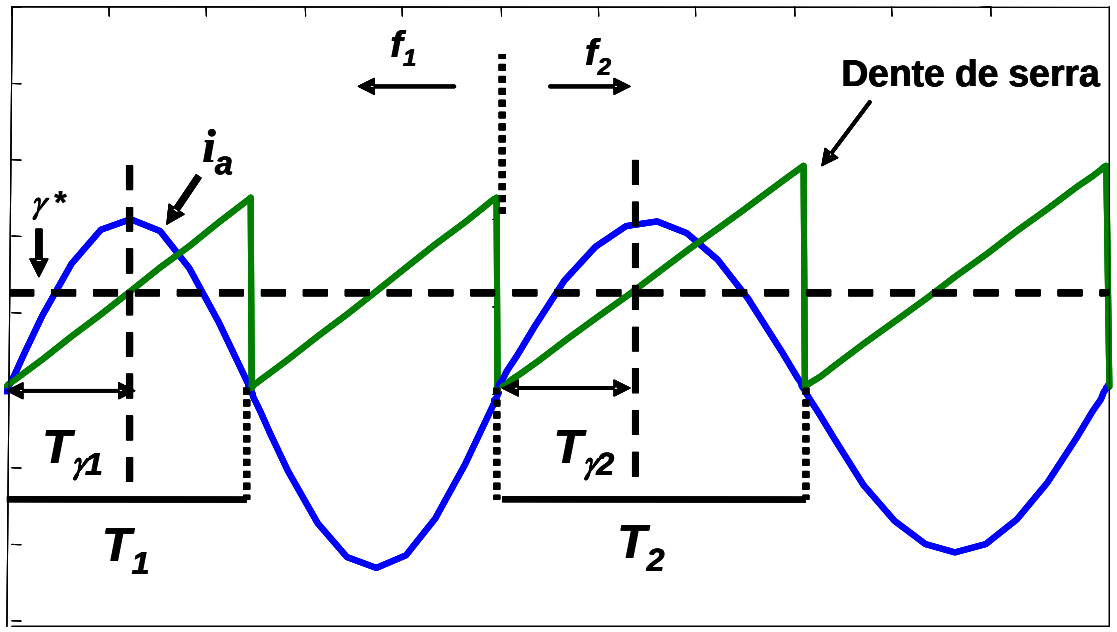


Figura III-10 – Detector do ângulo baseado no detector por cruzamento por zero.

Neste tipo de controle acontece uma modulação natural do ângulo de corte . Mais adiante será mostrado que este fato contribui para o amortecimento da ressonância subsíncrona.

III.4.2 Característica Potência x Ângulo de Corte

A característica de potência transmitida versus ângulo de corte do GCSC também deve ser analisada, pois a escolha do ponto de operação neste plano afeta o ganho do sistema.

A Figura III-11 mostra a variação da potência transmitida em função do ângulo de corte para valores de capacitores do GCSC mostrado na Tabela III-2. Esta figura mostra que a variação da potência com o ângulo de corte ($\Delta P/\Delta\gamma$) é pequena ou grande dependendo do ponto de operação. Para a faixa de ângulo entre 90° a 113,4° a variação $\Delta P/\Delta\gamma$ é maior do que na faixa entre 113,4° a 180°. Assim, na faixa dos ângulos entre 90° a 113,4° o GCSC pode apresentar uma maior controlabilidade dependendo do valor do capacitor escolhido.

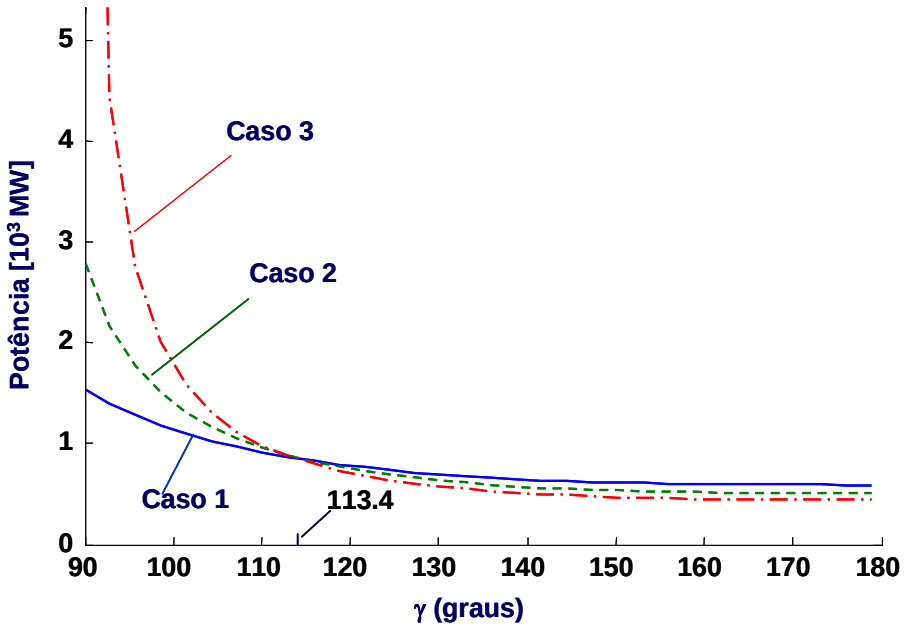


Figura III-11: Variação da potência em função do ângulo de corte (γ).

A partir das variações de potência em função do ângulo de corte pode-se dimensionar o GCSC para controle de fluxo de potência.

O objetivo desta análise é obter um modo simples de dimensionamento do GCSC com maior controlabilidade. Isto é, se o GCSC for dimensionado para operar em um ponto onde $\Delta P/\Delta\gamma$ é pequeno, a sua capacidade de controle também será pequena.

III.4.3 Resultados de Simulação do GCSC Operando em Malha Aberta no Amortecimento da RSS

Nesta seção são apresentados alguns resultados de simulações dos casos testes apresentados na Tabela III-2, e a análise do desempenho do GCSC frente a um sistema com ressonância subsíncrona mostrado na Figura III-1 com compensação excitando o modo torcional 1. Parte dos resultados desta seção foram publicados em Jesus, et. al. [44] e [45]. Vale ressaltar que a metodologia adotada é similar ao do trabalho de Pilotto [32].

Vale lembrar que as simulações foram realizadas com o GCSC operando com ângulo de corte fixo (γ) de 113.4° sem nenhum outro controle. Portanto, o GCSC está

operando em malha aberta. Este procedimento é feito para verificar as características intrínsecas do GCSC no sistema sem a atuação de controle específico.

Nestas simulações também foi considerado que a máquina síncrona é representada por uma fonte ideal de tensão até *t=0,5 s* quando o sistema mecânico da máquina síncrona ao sistema. O controle do GCSC é realizado através do cruzamento por zero apresentado na Seção III.4.2.

A Figura III-12 mostra a resposta do torque elétrico da máquina para o Caso 1. Esta figura mostra o fenômeno da RSS presente com o torque elétrico crescendo indefinitivamente.

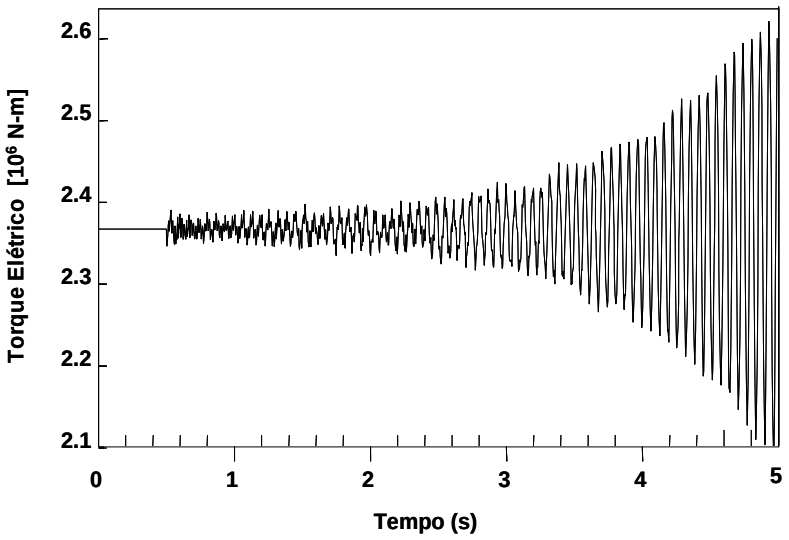


Figura III-12: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando em malha aberta no Caso 1.

A Figura III-13 mostra a resposta do torque elétrico da máquina para o Caso 2. Nesta figura, o torque elétrico apresenta uma oscilação inicial na freqüência eletromecânica que é amortecida em menos de 5 segundos. Contudo, para um tempo maior que 7 segundos ocorre o fenômeno da RSS. Este resultado mostra que o GCSC com reatância igual ao do capacitor fixo e operando sem uma malha externa de controle, consegue por alguns segundos amortecer a RSS. Este resultado incentivou a investigar o Caso 3 onde a reatância do GCSC é maior do que a do capacitor série fixo.

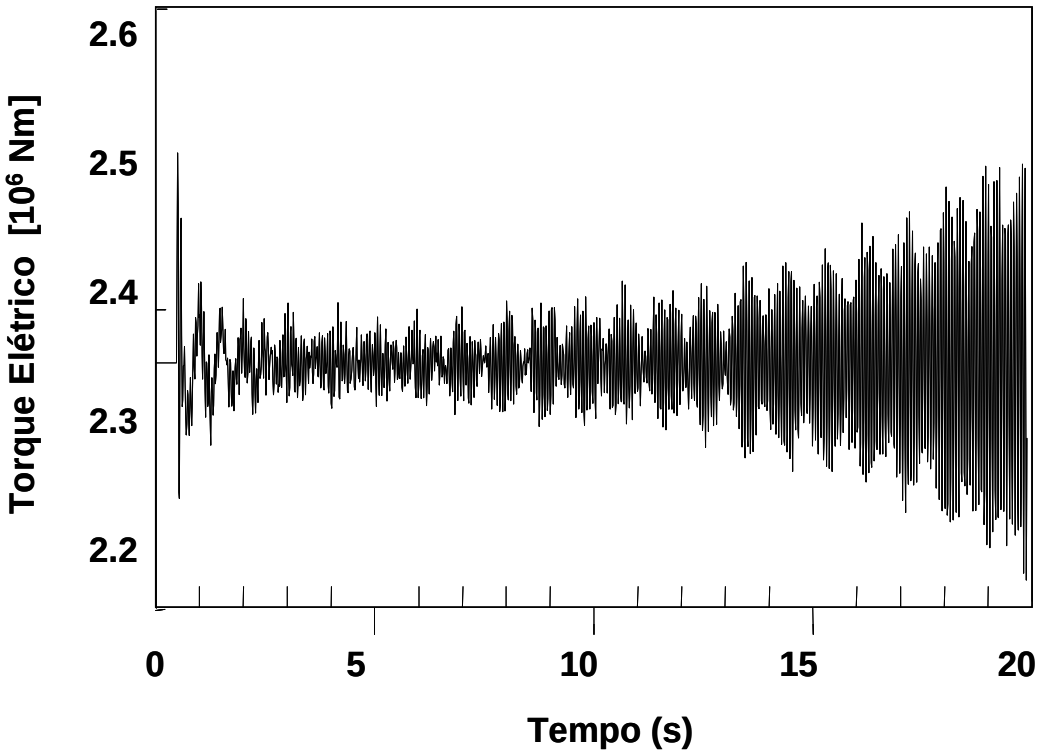


Figura III-13: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando em malha aberta no Caso 2.

A Figura III-14 mostra a resposta do torque elétrico para a configuração proposta no Caso 3. Este resultado mostra que mesmo sem um controlador externo específico, o GCSC é capaz de amortecer a RSS. Este resultado é explicado através do detalhamento mostrada nas Figuras III-15 a III-18. A Figura III-15 mostra o detalhamento da resposta do torque elétrico apresentado na Figura III-14. Nas Figuras III-16 a III-18 é mostrado a freqüência do sistema, o ângulo de corte γ e a potência elétrica transmitida no Caso 3. A Figura III-15 mostra que o torque elétrico da máquina é diminuído logo após a conexão da máquina ao sistema por aproximadamente 12 ms. Na Figura III-18 mostra-se o ângulo de corte do GCSC aumentando neste tempo. Esta reação natural do ângulo de corte faz com que aumente a potência elétrica transmitida e o torque elétrico, e conseqüentemente diminui a freqüência elétrica por aproximadamente 50 ms. A modulação natural do ângulo de corte ocorre devido ao método de sincronismo do controle, o qual neste caso, é realizado conforme mostrado na seção III - 4.2. A Figura III-17 mostra que quando o ângulo de corte é aumentado o nível de compensação é diminuído, e também a potência elétrica transmitida. Este efeito é importante no

amortecimento da RSS. Portanto, no Caso 3, a modulação natural do ângulo de corte e o amortecimento da RSS ocorre sem um controlador externo específico.

Conforme verificado nos Casos 1 e 2, o GCSC operando com modulação natural do ângulo de corte em torno de 113,4^o não é suficiente para o amortecimento da RSS. Também, foi verificado que o GCSC operando em "malha aberta" consegue amortecer a RSS no Caso 3, onde sua reatância é duas vezes maior do que a do capacitor série fixo. Este é um resultado importante para no dimensionamento do GCSC para realizar o amortecimento de RSS.

No Caso 3 também foi verificado que para a variação do ângulo de corte (γ_o) entre 100° e 118,0^o o GCSC é capaz de amortecer a RSS. Entretanto, para o ângulo de corte (γ_o) menor do que 100° ou maior do que 118,0^o este GCSC não é capaz de realizar o amortecimento RSS. Isto ocorre porque o GCSC introduz um nível de compensação elevado para um ângulo de corte menor que 100°. Para um ângulo de corte maior que 118,0^o o GCSC sintetiza uma reatância equivalente que excita o modo 2, e não consegue amortecê-la. Na próxima seção será mostrado que a faixa de controle do GCSC no amortecimento da RSS pode ser aumentada com um simples controle do ângulo de corte.

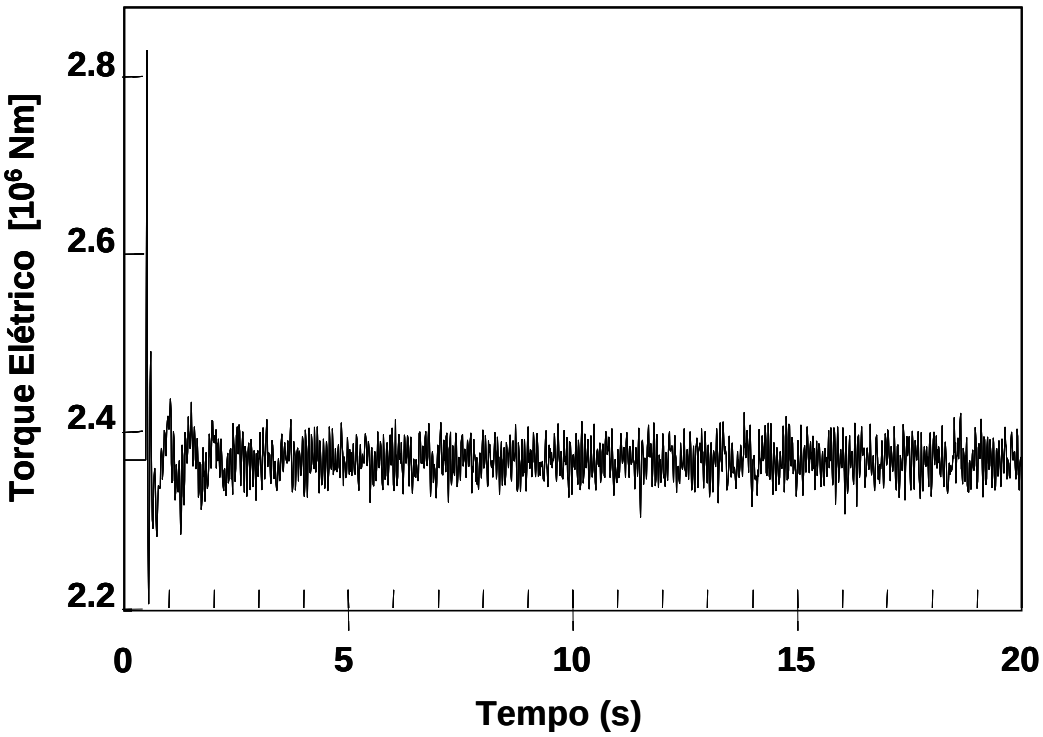


Figura III-14: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando em malha aberta no Caso 3.

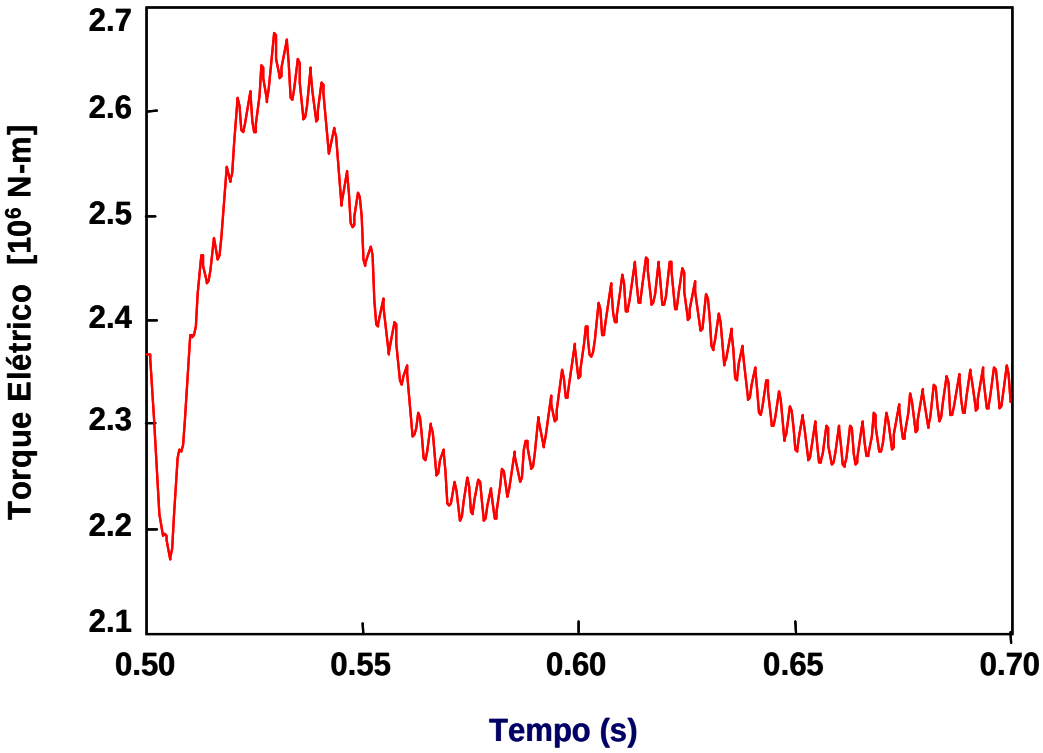


Figura III-15: Detalhe do torque elétrico da máquina com GCSC operando em malha aberta no Caso 3.

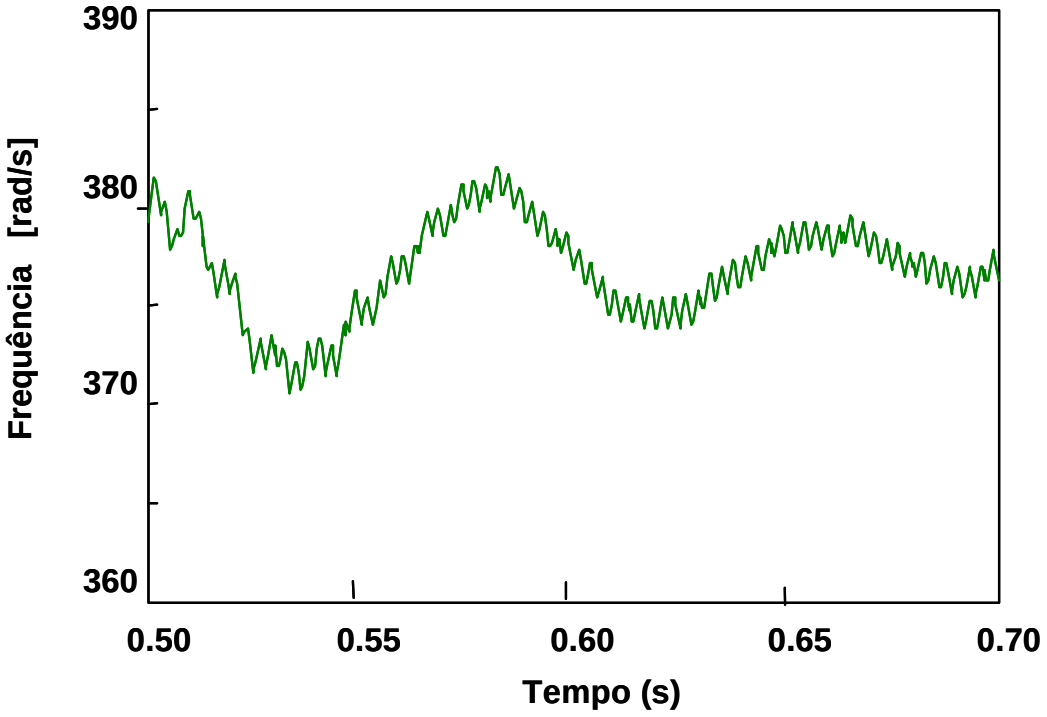


Figura III-16: Variação da freqüência com GCSC operando em malha aberta no Caso 3.

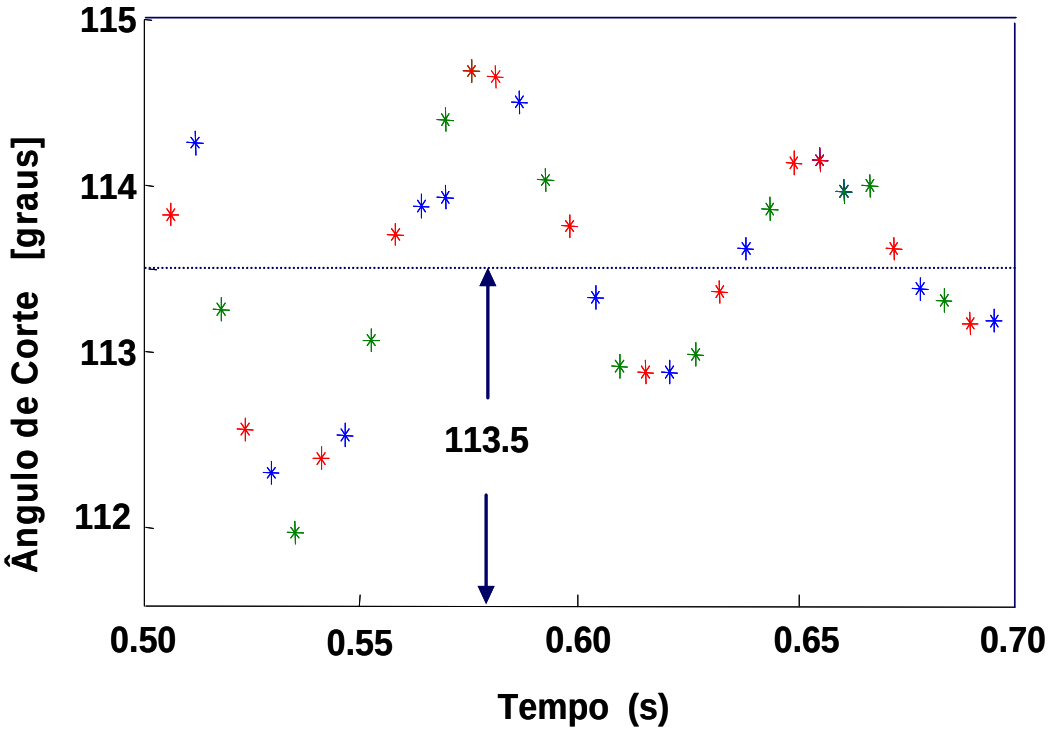


Figura III-17: Variação do ângulo de corte (γ) no Caso 3.

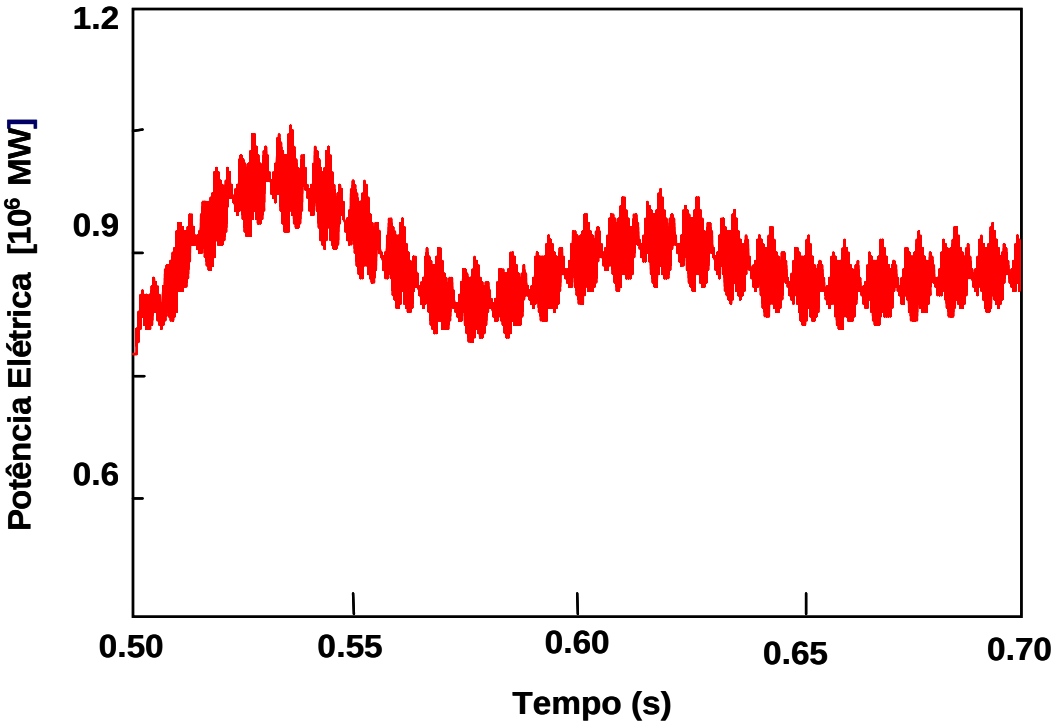


Figura III-18: Potência elétrica no sistema IEEE com o GCSC operando em malha aberta.

III.5 Análise do Amortecimento da RSS com o GCSC operando em malha fechada

Na seção anterior foi apresentada a contribuição e as características intrínsecas do GCSC operando em malha aberta no amortecimento da RSS no sistema "IEEE First Benchmark". Foi verificado que o GCSC operando em malha aberta consegue amortecer a RSS quando sintetiza uma reatância equivalente maior do que a reatância do capacitor fixo. Contudo, o objetivo de uma aplicação real é obter um GCSC menor e capaz de realizar o amortecimento da RSS, para que o equipamento tenha um menor custo.

Assim, um simples controle externo do ângulo de corte do GCSC foi adicionado para amortecer a RSS nos Casos 1 e 2. Este controle e sua funcionalidade são apresentados nesta subseção através de simulações. Também será mostrado que adicionando uma malha no simples controlador, o GCSC pode melhorar sua resposta para amortecer possíveis oscilações de baixa freqüência. As investigações são

realizadas a seguir.

III.5.1.1 Controlador de Amortecimento de RSS

A Figura III-19 mostra o diagrama do controlador de amortecimento de oscilações através do controle ângulo de corte do GCSC proposto inicialmente. Este controlador tem o objetivo de aumentar o desempenho do GCSC no amortecimento da RSS do sistema da Figura III-1. O controlador é baseado em duas partes: um filtro para medição da variação da potência (Δp_1) e um ganho proporcional (k_1). Neste trabalho, por simplicidade, o medidor de potência foi feito utilizando um filtro passa baixa para medir a potência média transmitida. Pela subtração da potência média da potência instantânea através da potência p é obtido o desvio da potência Δp_1. A escolha do ganho k_1 foi realizada por tentativa e erro. Quando, o ganho $k_1 = 0$, o GCSC opera sem o controle de amortecimento da RSS (controle fixo de ângulo de corte), conforme apresentado na seção anterior.

O sinal de saída do controlador ($\Delta\gamma_1$) é proporcional à variação de potência (Δp_1) do sistema. A soma de $\Delta\gamma_1$ com o ângulo fixo de corte do GCSC (γ_o) resultam no sinal de ângulo de corte (γ) do GCSC. Vale ressaltar que o ângulo de corte (γ_o) tem o ajuste mostrado na Seção III-4.1. A influência do ganho (k_1) pode ser investigada aproximadamente através da Figura III-11 , onde a variação máxima de $\Delta P/\Delta\gamma$ pode ser um valor limite para o ganho (k_1). Contudo pelas simulações foi possível verificar a variação do ganho k_1 que apresente uma melhor resposta.

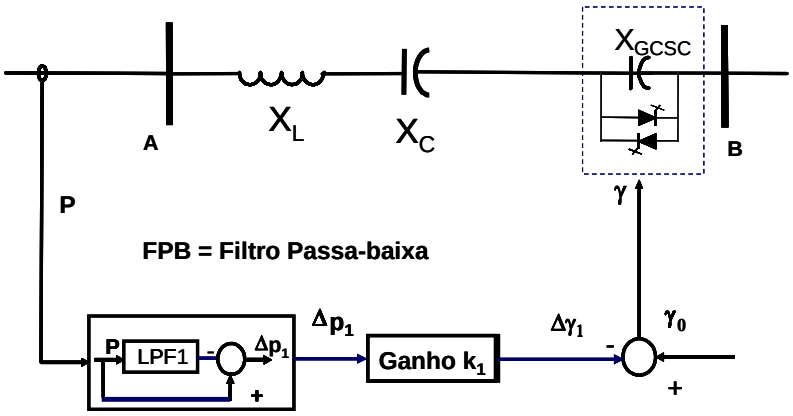


Figura III-19: Diagrama de controle do ângulo de corte (γ).

Nas próximas subsecções é mostrada a investigação dos parâmetros do filtro no amortecimento da ressonância e das oscilações eletromecânicas.

III.5.1.2 Resultados de Simulação do GCSC Operando em Malha Fechada no Amortecimento do RSS

Nesta seção são mostrados os resultados de simulações obtidas no ATP/EMTP com o GCSC operando em malha fechada no sistema da Figura III-1. Nas simulações a compensação também foi realizada através de um capacitor série fixo e um GCSC de tal forma que a reatância deste conjunto (igual a 0,472 pu) excite o modo torcional 1, conforme foi determinada na Tabela III-2.

A Figura III-20 mostra a resposta do torque elétrico da máquina síncrona do sistema "IEEE First Benchmark" quando o GCSC opera com o controlador apresentado na Figura III-19 para o Caso 1. A resposta para o Caso 1 sem o controlador é instável, conforme foi apresentado na Figura III-12. O valor do ganho *k* e da freqüência de corte do filtro (f_c) utilizados na simulação foram: 13,5 [°/MW] e 3,25 Hz, respectivamente. Esta figura mostra que a oscilação subsíncrona está presente nos primeiros 500 ms. Contudo, o controlador proposto é capaz de estabilizar o sistema, e assim amortecer a oscilação do torque elétrico mesmo quando a compensação série excita o modo 1 da RSS. Este resultado mostra a eficiência do controle proposto que estabiliza um sistema que era instável. Na Figura III-20 verifica-se também a presença de uma oscilação de baixa freqüência em torno de 1,9 Hz (como mostrado na Tabela III-2), e que também é

amortecida.

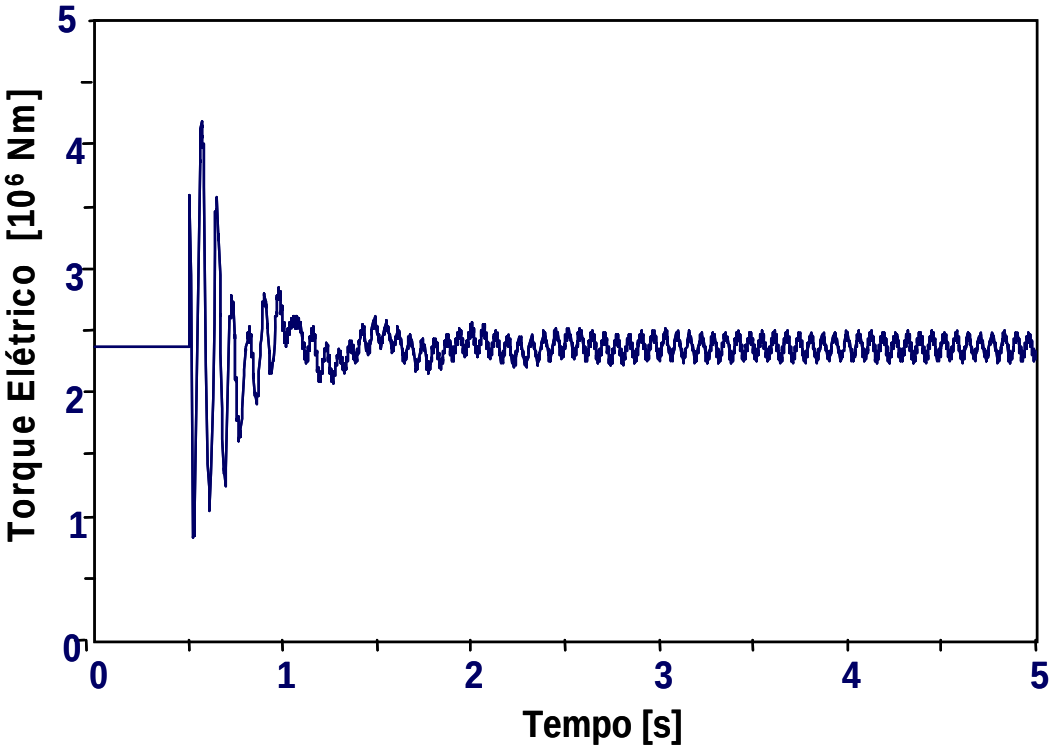


Figura III-20: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando em malha fechada no Caso 1.

A Figura III-21 mostra a resposta do torque elétrico para o Caso 2 operando com o controlador proposto na Figura III-19. A resposta para o Caso 2 sem controle é instável conforme foi mostrada na Figura III-13. O ganho k_1 utilizado nesta simulação é igual a 8,0 [°/MW] e o valor da freqüência de corte do filtro foi mantido igual para o Caso 1 (f_c=3,25 Hz).

A Figura III-22 mostra a resposta do GCSC para o Caso 3 (originalmente estável) incluindo o controlador da RSS mostrado na Figura III-19. O ganho k_1 foi escolhido igual a 0,5 [°/MW] e a freqüência de corte do filtro foi mantida igualmente nos casos anteriores. Na Figura III-22 é mostrado que o controlador proposto pode ser ajustado para amortecer todas as oscilações no torque com um pequeno ganho. O ganho é diferente para cada GCSC devido à sua contribuição na compensação fixa ser diferente em cada caso.

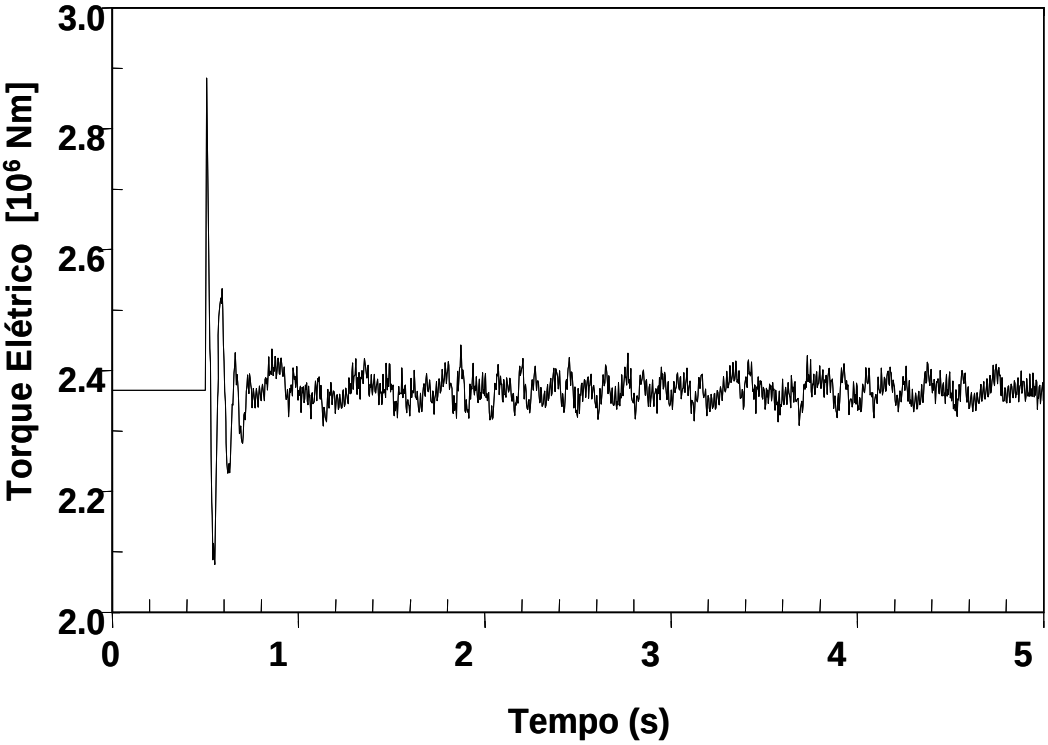


Figura III-21: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando em malha fechada no Caso 2.

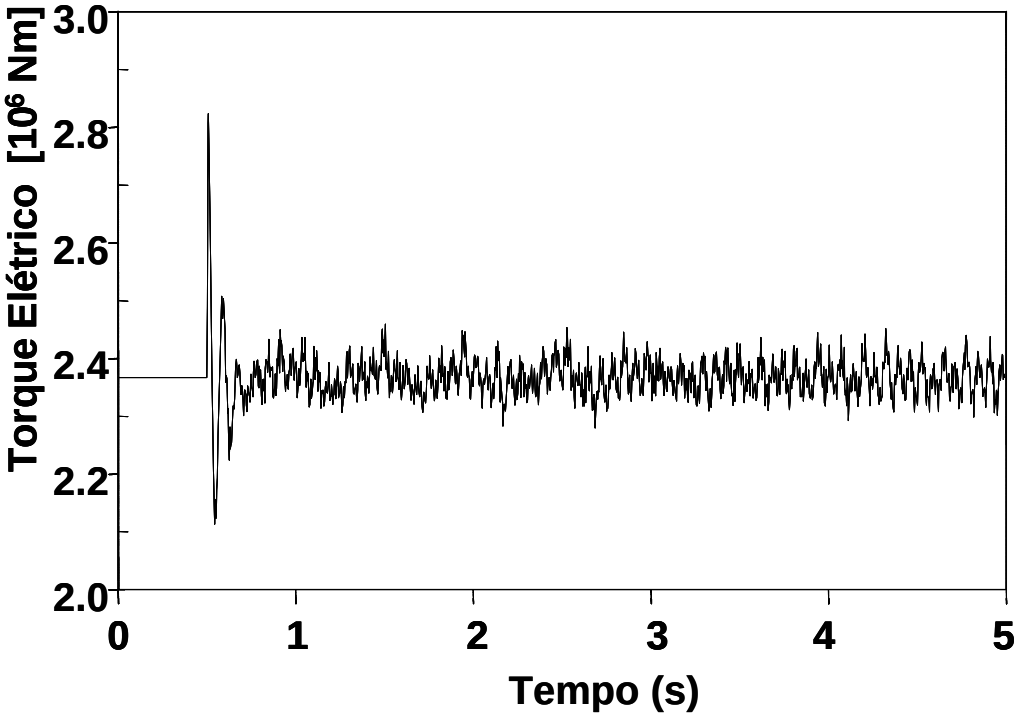


Figura III-22: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando em malha fechada no Caso 3.

Foi mostrado que o controlador proposto aumenta a modulação do ângulo de corte do GCSC, conseqüentemente modulando a reatância equivalente efetiva do GCSC e do mesmo modo a potência no sistema. Assim, a faixa de controle de amortecimento do GCSC pode ser aumentada com o controlador proposto.

III.5.1.2.1 Melhoramento do Controlador do GCSC

Foi verificado nos resultados anteriores que o sistema "IEEE First Benchmark" pode apresentar oscilações eletromecânicas. Também foi verificado que o controlador proposto na Figura III-19 faz com que o GCSC amorteça a RSS, mas não amortece as oscilações eletromecânicas.

Geralmente, o estabilizador de potência de sistemas (PSS) é um dos controles mais utilizados no amortecimento das oscilações eletromecânicas. Entretanto, é importante saber a possibilidade do GCSC em amortecer tais oscilações.

Esta seção tem o objeto de introduzir melhoramentos no controlador do GCSC mostrado na Figura III-19. O distúrbio foi criado através da conexão de um pequeno resistor na barra *B* da Figura III-8 em t= 7,3 s e desconectado em t=7,4 s, e deste modo produzindo um forte transitório.

A conexão do resistor aumenta a corrente da linha de 1 p.u (colocar o valor nominal) para 1,6 p.u. durante 0,1 s. Isto é exatamente um curto-circuito, mas representa grande variação do ponto de operação do sistema. Apesar deste distúrbio, o sistema é estável para os três casos mostrados na Tabela III-2 com a utilização do GCSC com o controle de ângulo da Figura III-19, contudo as oscilações de baixa freqüência presentes no sistema podem ser significantes, pois as oscilações permanecem no mínimo por vários segundos.

Para o GCSC também ser eficiente no amortecimento de oscilações de baixa freqüência, uma nova malha de controle foi adicionada em paralelo com o controlador mostrado na Figura III-19. A Figura III-23 mostra o controlador modificado com a nova malha de controle onde a variação de potência (Δp_1) e o ganho k_1 são os mesmos

da Figura III-19. Entretanto, na Figura III-23 a nova malha também é baseada na variação da potência no qual é utilizado um filtro passa-baixa (LPF2) projetado com uma freqüência de corte de 0,16 Hz (10% da oscilação de baixa freqüência). Um filtro passa-baixa (LPF3) com uma freqüência de corte de 3,25 Hz é incluído para previnir que componentes de alta freqüência presentes no cálculo do desvio de potência Δp_2. O ganho k_2 foi escolhido por tentativa e erro. Um outro filtro passa-baixa LPF4 (medidor de potência) com freqüência de corte de 30,0 Hz foi adicionado para eliminar altas freqüências de *ripple* presentes no medidor de potência, devido ao chaveamento do GCSC. Um controle similar para um inversor fonte de tensão foi proposto por Rigby et al. [46] utilizando o desvio de velocidade como sinal de entrada no controle do amortecimento de oscilações de baixa freqüência.

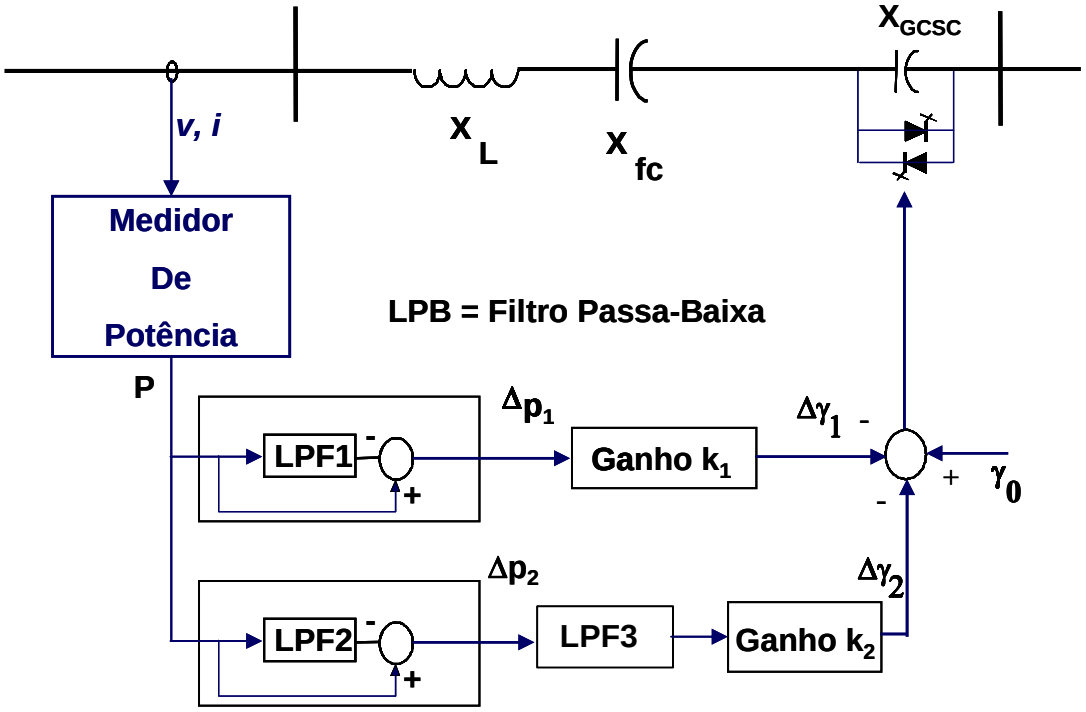


Figura III-23: Diagrama de controle modificado do ângulo de corte (γ) do GCSC.

A primeira investigação do controlador apresentado na Figura III-23 foi realizada com o GCSC operando no Caso 1. A Figura III-24 mostra o torque elétrico da máquina síncrona. Nesta figura o primeiro transitório ocorre devido à conexão da máquina ao sistema em t=0,5 s, qual excita a RSS conforme mostrado na Figura III-13. O segundo transitório, em t= 7,3 s, é causado pela conexão e desconexão o resistor na

barra *B* da Figura III-8, e assim causando a oscilação eletromecânica do sistema. O resultado da Figura III-24 foi obtido com os ganhos k_1 =13,5 [°/MW] e k_2 = 5,0 [°/MW]. Com estes ganhos o GCSC foi capaz de amortecer a RSS e a oscilação eletromecânica. Assim, com o controle modificado, além de amortecer a RSS também são amortecidas as oscilações eletromecânicas em aproximadamente 3 s, embora algumas oscilações aparacem em torno de *t* de 1 a 3 s. Este exemplo mostra a eficácia do controle do GCSC para amortecer a RSS, e oscilações eletromecânicas.

Vale ressaltar que a compensação série total igual a 0,470 pu excita o modo torcional 1. A Figura III-25 mostra a corrente da linha aumentado de 1,0 p.u. para 1,67 p.u. na ocorrência do distúrbio.

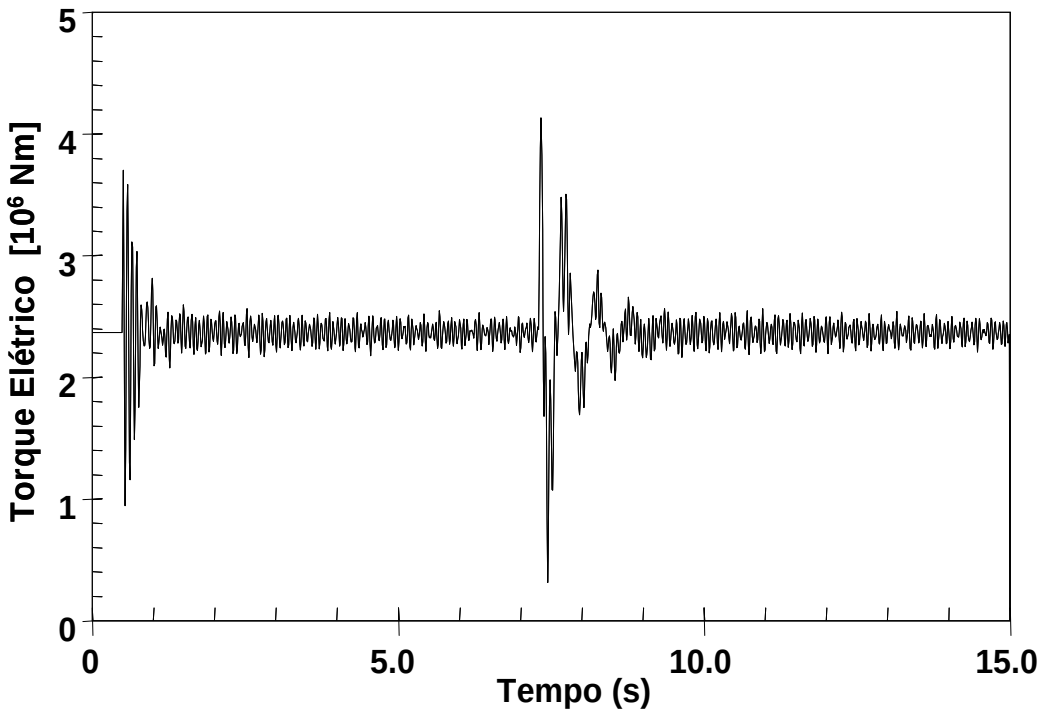


Figura III-24: Torque elétrico da máquina com o GCSC operando com o controlador modificado no Caso 1 .

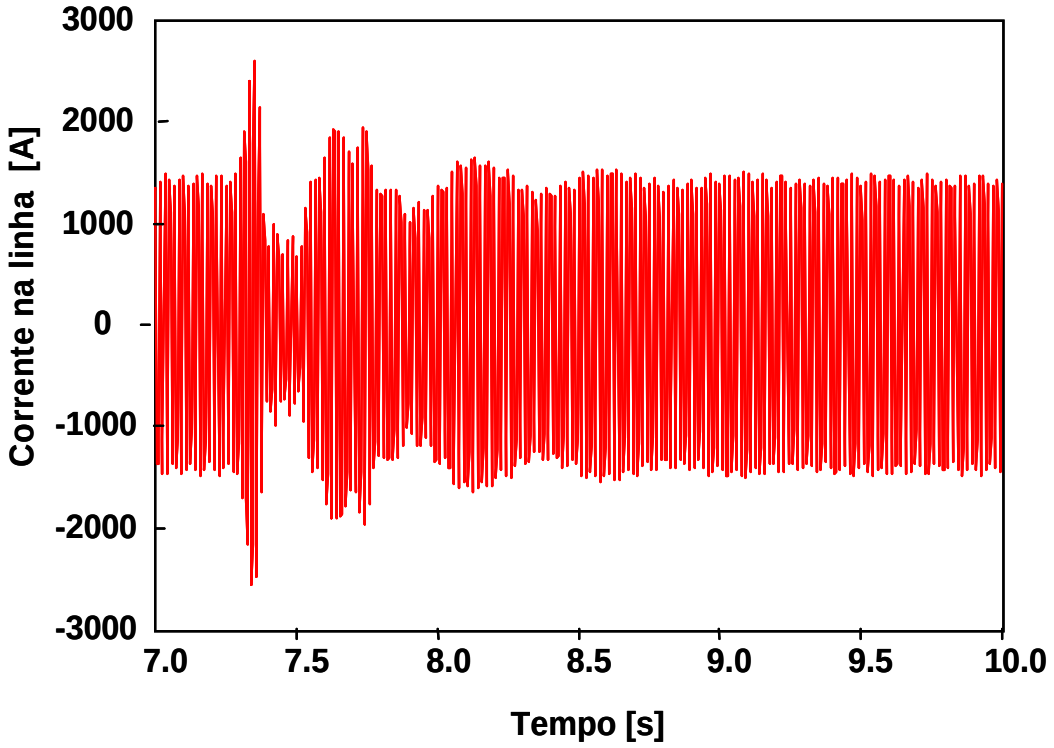


Figura III-25: Corrente da linha de transmissão com o GCSC operando com o controlador modificado no Caso 1 .

Para o Caso 3, originalmente estável com o GCSC operando sem um controlador externo, foi também investigado o efeito do controlador mostrado na Figura III-23. A Figura III-26 mostra a resposta do torque elétrico com o GCSC operando com e sem o controle externo. Nesta figura pode ser observado que a RSS é totalmente amortecida. Contudo, quando ocorre o distúrbio a oscilação eletromecânica é amortecida somente após aproximadamente 7,5 s. Com o GCSC operando com o controlador modificado, a RSS é também amortecida e a oscilação eletromecânica é amortecida em tempo menor (≈3 s) do que no caso anterior. Contudo, na Figura III-26, observa-se que com o GCSC operando com o controlador de oscilações eletromecânicas aparecerem também oscilações quando a máquina é conectada. Isto ocorre devido ao ajuste de freqüência de corte do filtro do controlador adicionado, no qual tem-se uma freqüência menor do que o filtro da malha de amortecimento de RSS. Deste modo, algumas oscilações passam por esta malha e prejudicando a malha da ressonância subsíncrona.

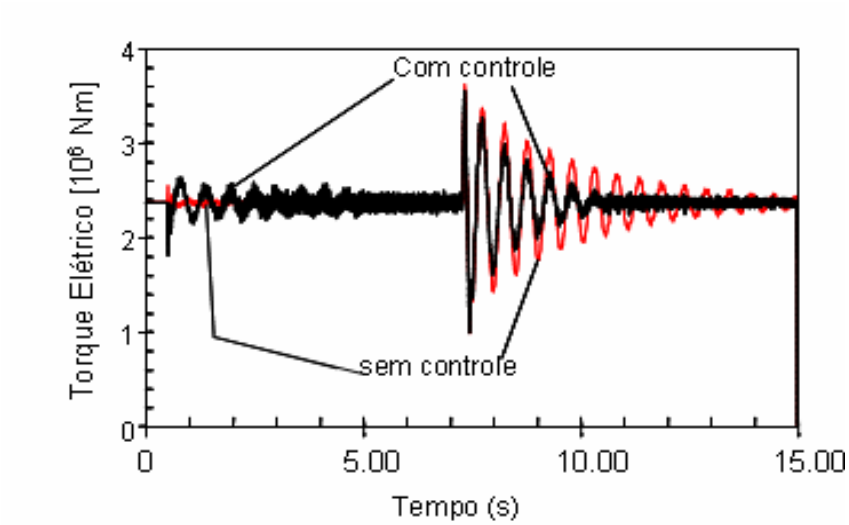


Figura III-26: Torque elétrico com o GCSC operando: com e sem um controle especifico.

Os resultados a seguir mostram com mais detalhes a influência do ganho de k_2 no controle de amortecimento de oscilações eletromecânicas para o Caso 1 com o distúrbio no sistema. A Figura III-27 foi obtida para um ganho k_2 = 1 [°/MW]. Observa-se nesta figura que as oscilações permanecem por mais tempo quando os ganhos são: k_2= 2 [°/MW] e k_3 = 3 [°/MW]. Os ganhos têm grande influência na dinâmica do sistema, e conseqüentemente no nível de amortecimento das oscilações eletromecânicas.

Análises da resposta do sistema para k_2 menores e maiores 1[°/MW] e 5[°/MW] também foram realizadas. Verificou-se que estes valores de ganhos tornam o sistema instável. Desta maneira, verifica-se que k_2 tem que estar ajustado dentro da faixa de 1[°/MW] e 5 [°/MW].

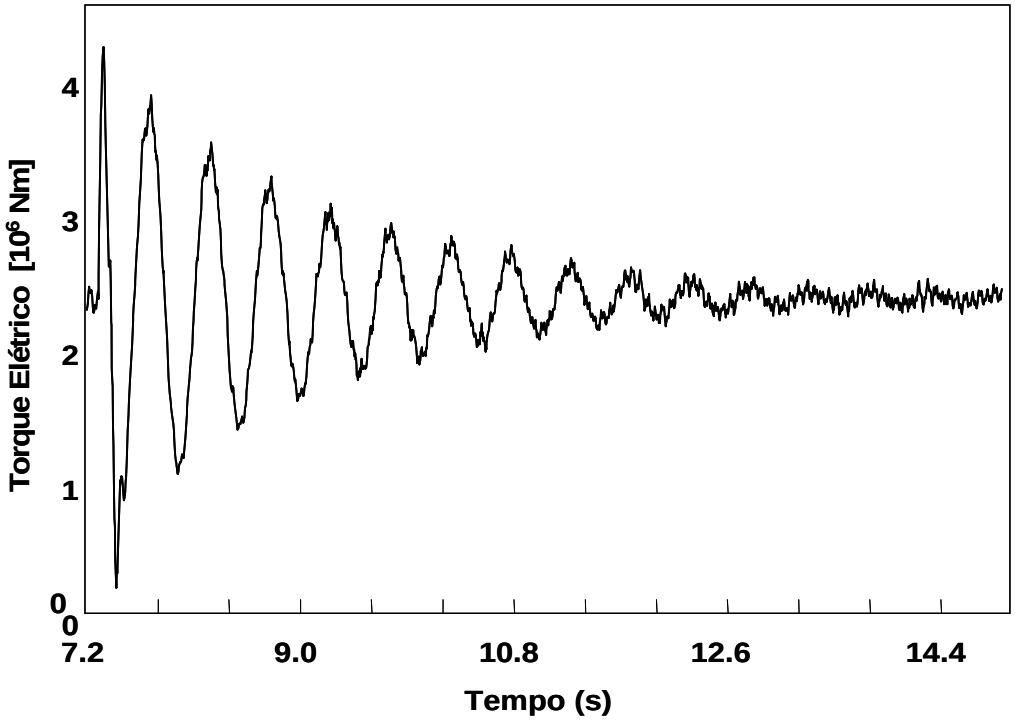


Figura III-27: Torque elétrico com o GCSC operando com o ganho do filtro k_2=1 [°/MW].

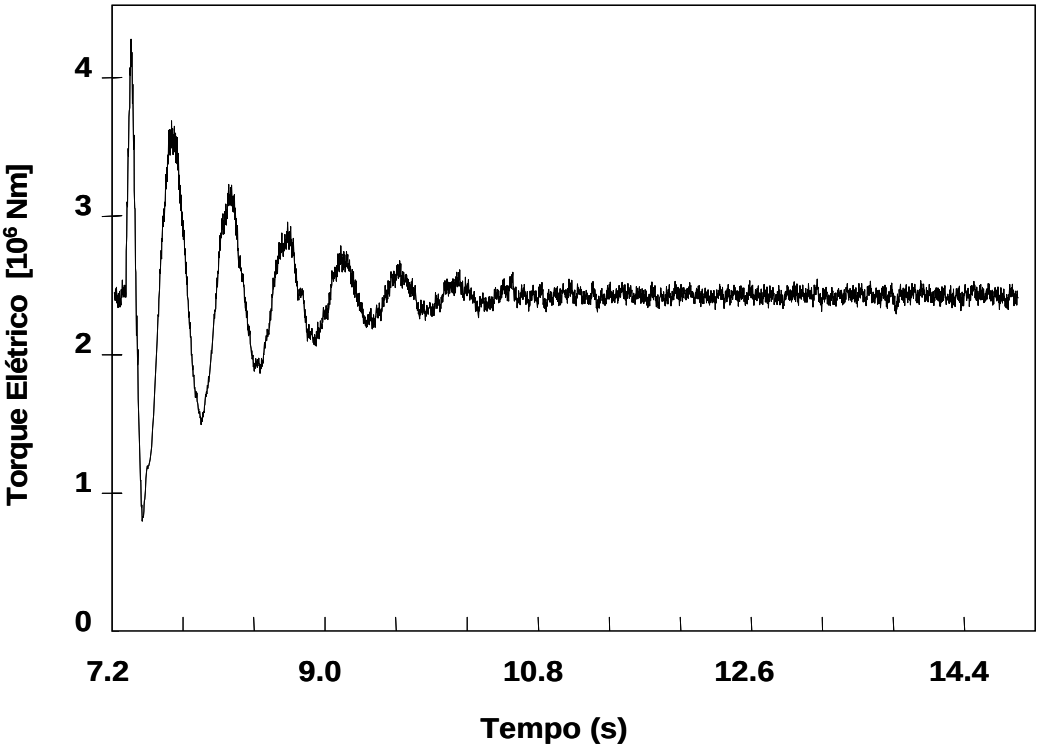


Figura III-28: Torque elétrico com o GCSC operando com o ganho do filtro k_2 = 3 [°/MW].

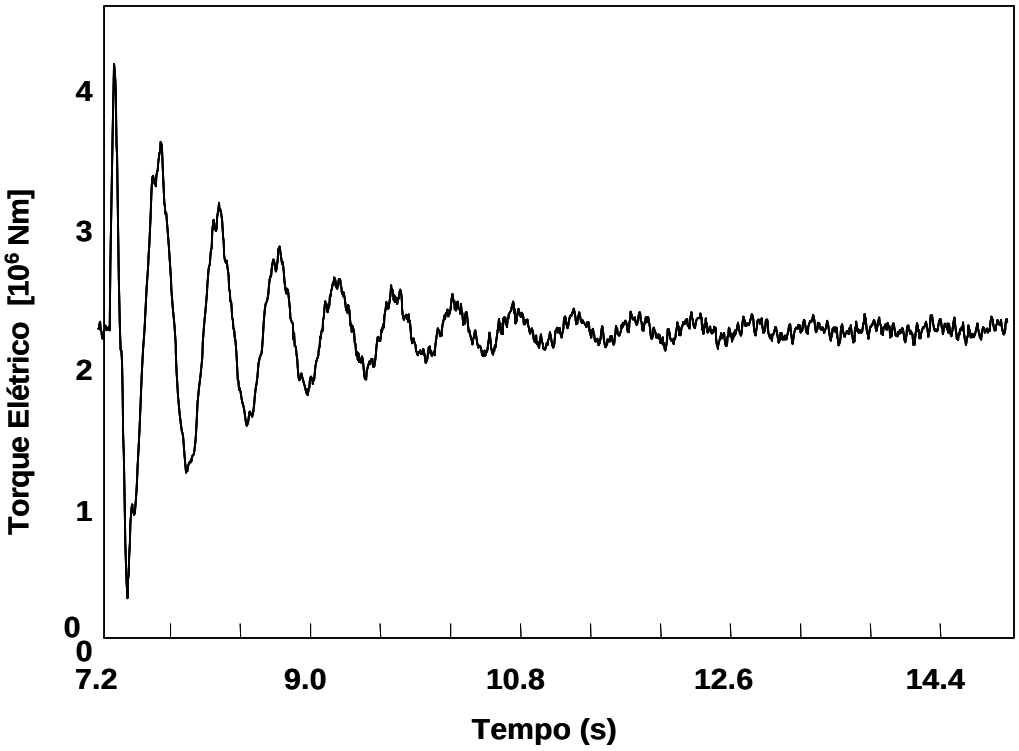


Figura III-29: Torque elétrico com o GCSC operando com o ganho do filtro k_2 = 2 [°/MW].

As Figuras IV-31 a IV-32 mostram a tensão no GCSC durante o amortecimento de oscilações eletromecânicas. Observa-se nas figuras que para um ganho de k_2=1 [°/MW] a amplitude da tensão do GCSC aumenta 60 % em relação a sua tensão nominal. Praticamente, o mesmo aumento do valor de tensão é obtido para k_2=2 [°/MW]. Contudo, para o ganho k_2=3 [°/MW] o valor de pico de tensão do GCSC aumenta 100% da sua tensão nominal contribuindo mais para o amortecimento das oscilações.

Desta forma foi verificado que o dimensionamento do GCSC tem que ser projetado para suportar tensões elevadas por alguns segundos, para que o mesmo seja capaz de amortecer as oscilações.

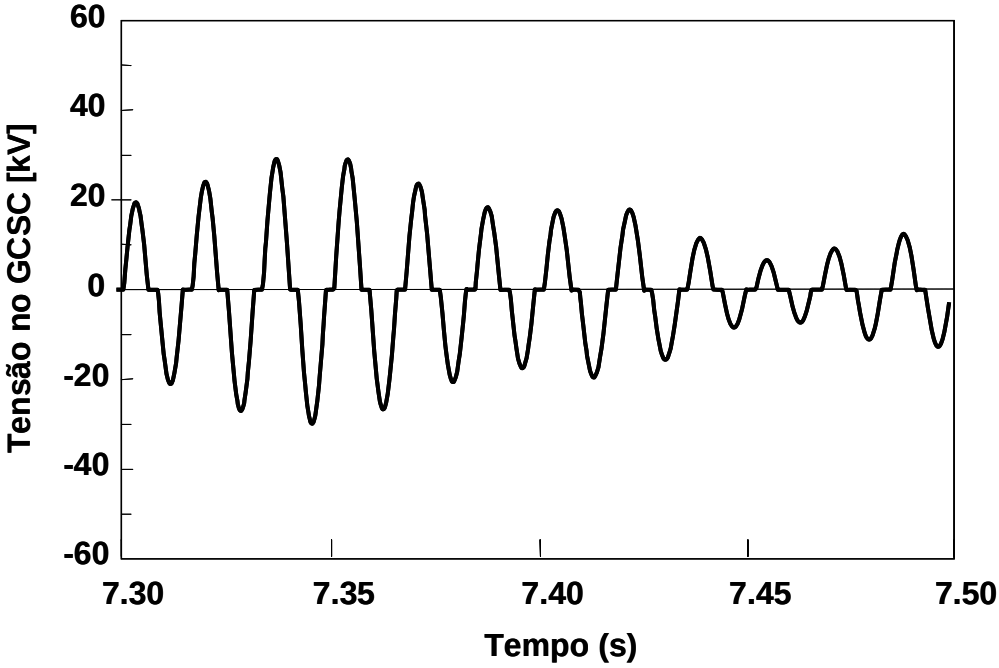


Figura III-30: Tensão do GCSC para um ganho de k_2 = 1 [°/MW].

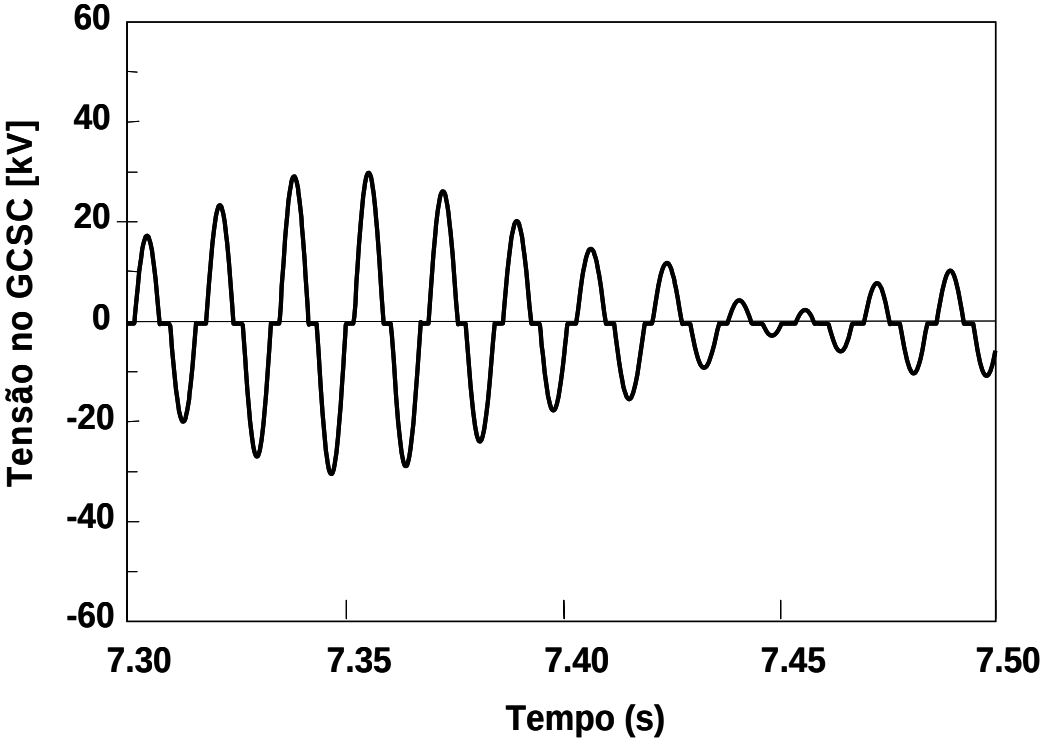


Figura III-31: Tensão do GCSC para um ganho de k_2 = 2 [°/MW].

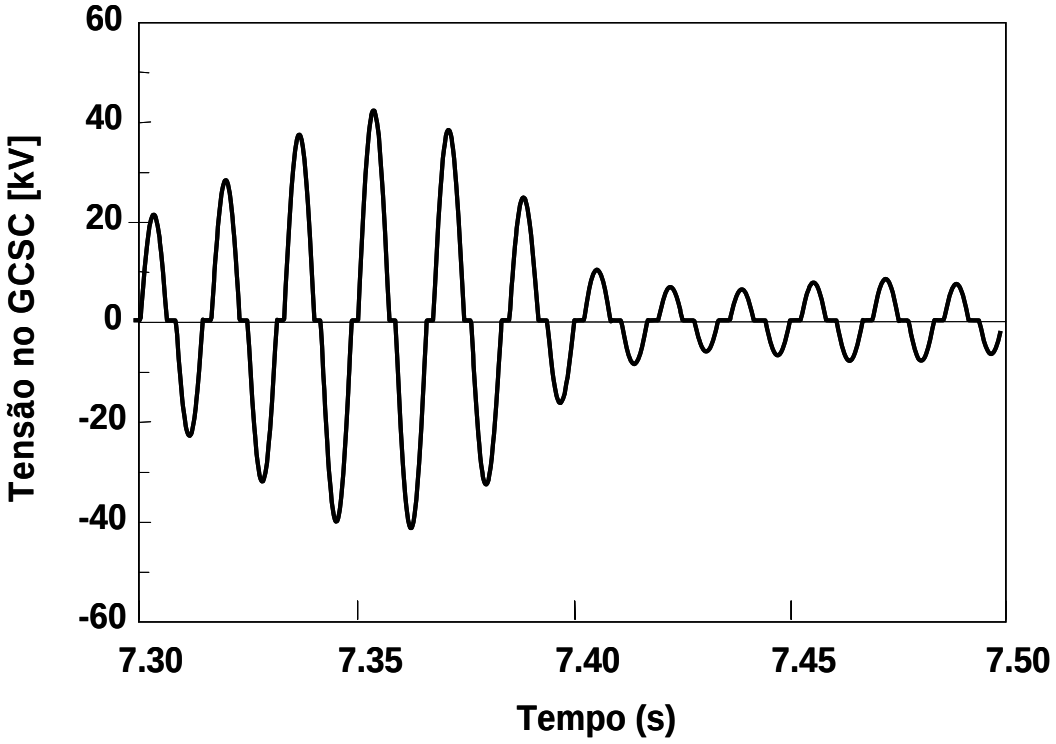


Figura III-32: Tensão do GCSC para um ganho de k_2 = 3 [°/MW].

Nas simulações foi também modificado o valor da freqüência de corte do filtro (LPF2), contudo esta modificação não apresentou interferência no nível de amortecimento. As Figuras III - 33 a 35 apresentam os resultados de simulações para três valores diferentes de freqüência de corte do filtro passa baixa LPF2 (f_c=1 Hz, 0,6 Hz, e 0,4 Hz).

Estes resultados confirmam que a freqüência de corte do filtro LPF2 não tem influência sisgnificativa no amortecimento do torque elétrico. Entretanto, a mesma tem influência no tempo de amortecimento das oscilações devido à modificação da fase do ângulo de corte.

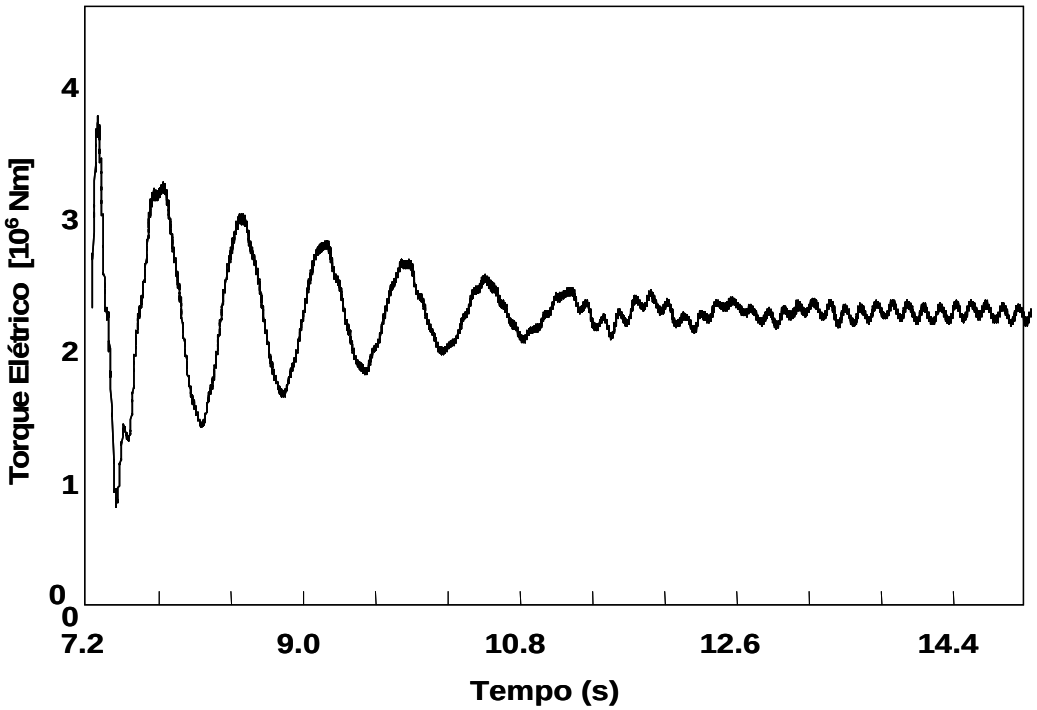


Figura III-33: Torque elétrico da máquina para freqüência de corte do filtro (f_c= 1 Hz) LPF2.

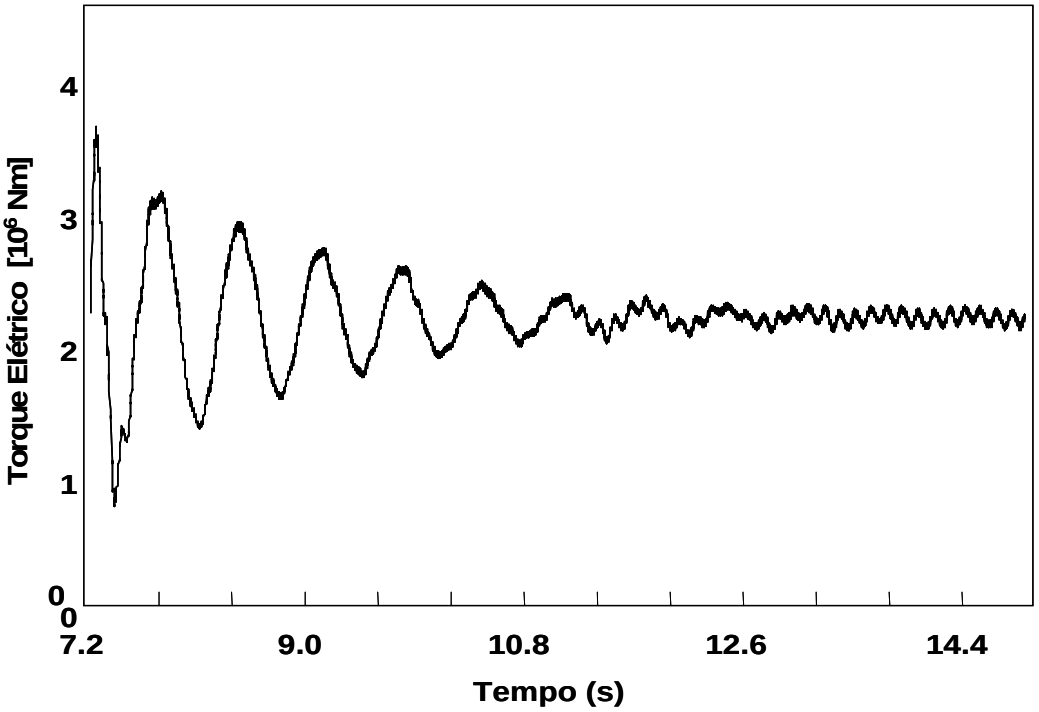


Figura III-34: Torque elétrico da máquina para freqüência de corte do filtro (f_c= 0,6 Hz) LPF2.

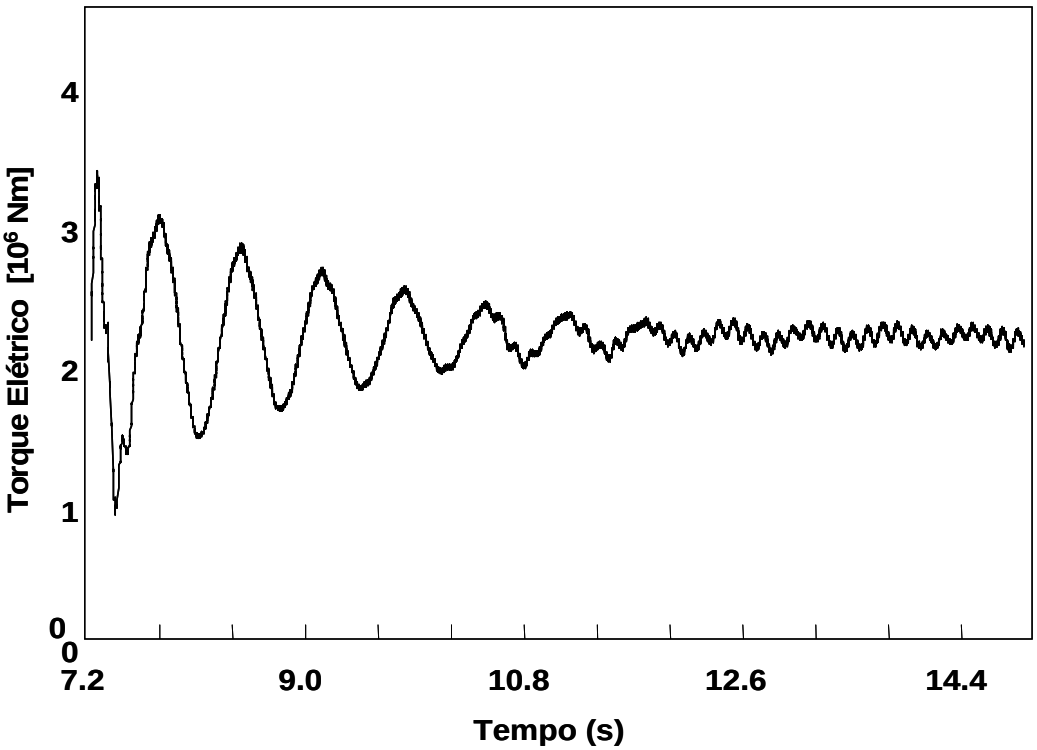


Figura III-35: Torque elétrico da máquina para freqüência de corte do filtro (f_c= 0,4 Hz) LPF2.

O amortecimento das oscilações eletromecânicas pode ser melhorado com a inserção de um controlador avanço-atraso na malha de controle de amortecimento. O principal objetivo deste controlador é ajustar a fase do sinal de potência da saída do bloco do filtro LPF_3 com o sinal de entrada (P). Na Figura III-36 é apresentada a estrutura do controlador avanço-atraso introduzido na malha de controle do ângulo de corte do GCSC. Neste trabalho foi utilizado os seguintes parâmetros do controlador: n=1, T_n=0,1721 s e T_d = 0,1978 s. A Figura III-37 mostra o torque elétrico da máquina para os casos: (1) sem controle de amortecimento, (2) com controle de amortecimento e (3) com o controle de amortecimento e compensação de avanço-atraso. Verifica-se nesta figura que as oscilações eletromecânicas são amortecidas mais rapidamente (em aproximadamente em 2 s após o distúrbio) com o controlador de amortecimento e compensação de avanço-atraso. A Figura III-38 mostra um detalhe do torque elétrico mostrado na Figura III-37. Possivelmente, o amortecimento das oscilações poderá ser mais eficaz se o projeto dos parâmetros do controlador avanço-atraso for feito baseado em um modelo analítico do sistema, que está fora do escopo desta tese.

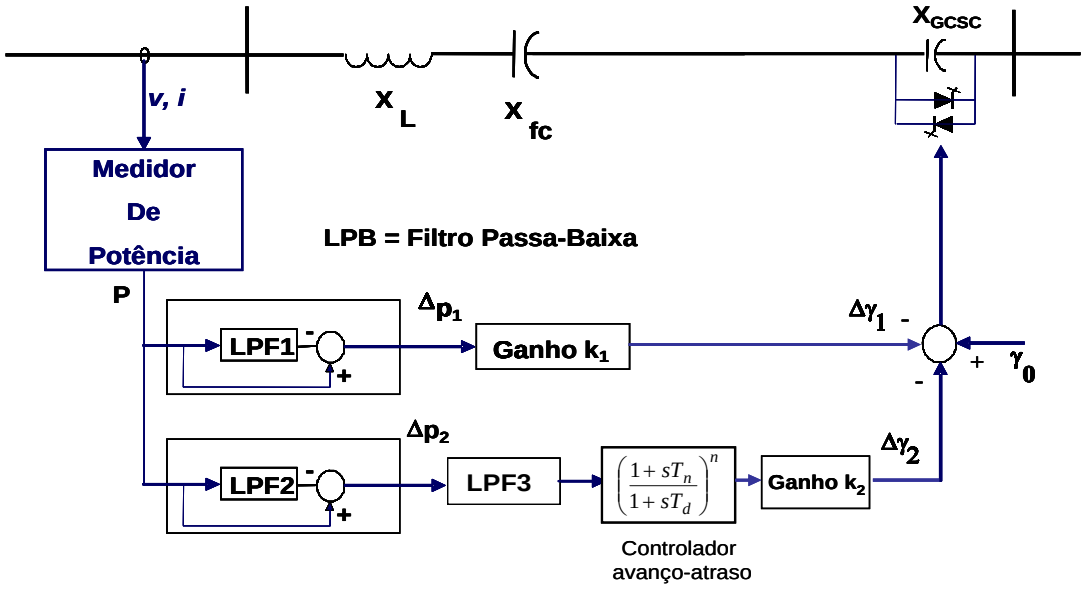


Figura III-36: Diagrama de controle do ângulo de corte (γ) do GCSC com o controlador avanço-atraso.

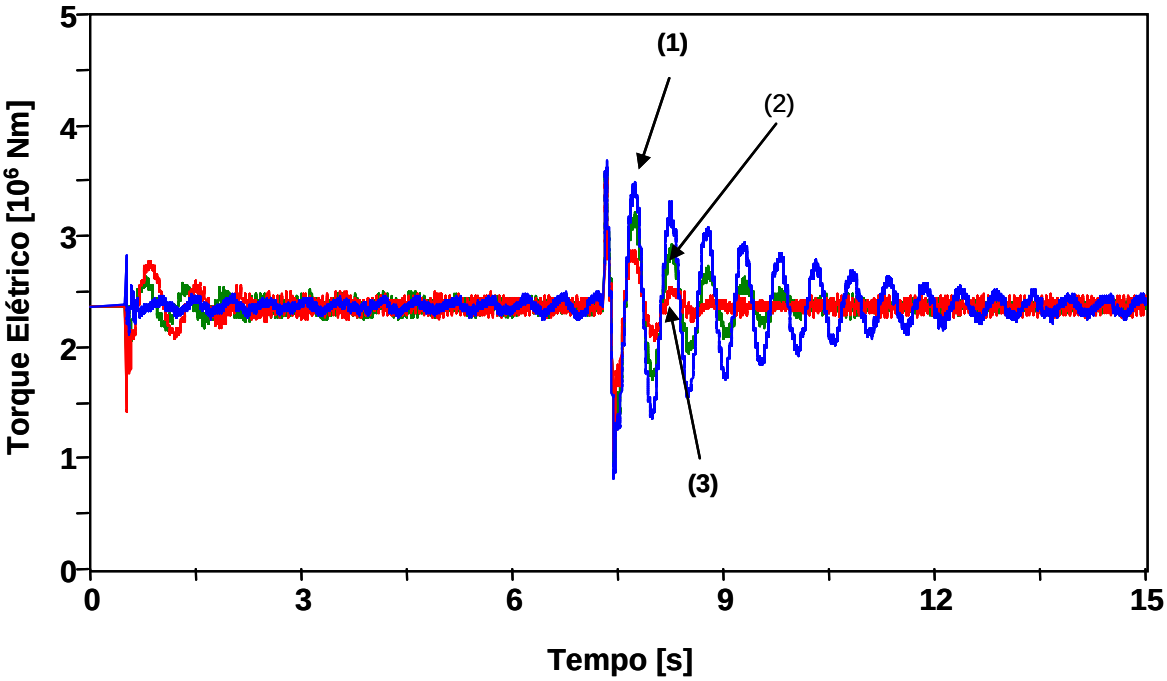


Figura III-37: Torque elétrico com o GCSC operando: (1) sem controle de amortecimento, (2) com controle de amortecimento e (3) com o controle de amortecimento e compensação de avanço-atraso

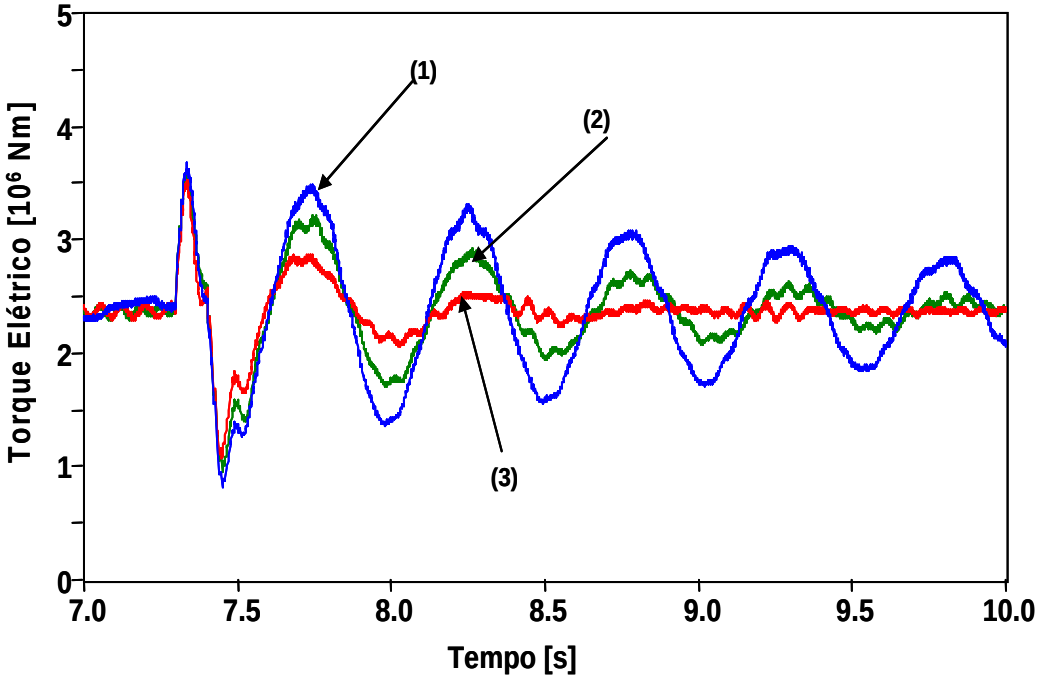


Figura III-38: Torque elétrico com o GCSC operando: (1) sem controle de amortecimento, (2) com controle de amortecimento e (3) com o controle de amortecimento e compensação de avanço-atraso.

III.6 Considerações Finais

Este capítulo mostrou vários resultados da performance do GCSC para amortecer a ressonância subsíncrona em um sistema de potência instável através de simulações realizadas no programa ATP/EMTP.

Em um dos casos foi mostrado que o GCSC é capaz de amortecer a RSS mesmo sem um controlador externo específico. Neste caso, foi mostrado que o controlador de ângulo de corte baseado no detector de cruzamento por zero foi responsável pela características natural de amortecimento. Entretanto, para este caso, a reatância equivalente do GCSC foi duas vezes maior que a do capacitor fixo. Por outro lado, foi mostrado que com um GCSC menor e com um simples controle externo é possível aumentar a capacidade do equipamento no amortecimento de ressonância subsíncrona. Neste controle foi utilizado o sinal de potência na realimentação devido à facilidade de medição deste sinal em comparação com a medição da freqüência do sistema ou da

velocidade do rotor da máquina. Assim, o controlador proposto para o GCSC mostrou-se capaz de amortecer a oscilação da ressonância subsíncrona e aumentar a faixa de operação do sistema.

Para o amortecimento das oscilações eletromecânicas através do GCSC foi adicionado ao controlador de ressonância uma malha de controle. Deste modo, tornou-se possível fazer o GCSC amortecer este tipo de oscilação.

Foi mostrado que o ganho do controlador tem uma importante influência têm na performance do GCSC. Para este trabalho os ganhos foram ajustados por tentativa e erro.

Capítulo

IV

ANÁLISE DO GCSC NO CONTROLE DE FENÔMENOS ELETROMECÂNICOS

IV.1 Introdução

Nas últimas décadas os fenômenos relacionados às oscilações de potência de baixa freqüência vêm recebendo especial atenção por serem obstáculos à operação estável dos sistemas elétricos [47]. Estas oscilações de baixa freqüência são decorrentes das interações dinâmicas que ocorrem entre grupos de geradores (um grupo oscila coerentemente contra o outro) ou entre um gerador (ou grupo de geradores) e o resto do sistema. No primeiro caso elas são denominadas oscilações de modo interárea e no segundo de oscilações de modo local. As freqüências de oscilação no modo interárea estão na faixa de 0,2 a 0,8 Hz enquanto que para o modo local as freqüências observadas estão entre de 1 e 2 Hz [47].

Uma das principais soluções aplicadas no amortecimento de oscilações de baixa freqüência é obtida através do uso de Estabilizadores de Sistema de Potência (*PSS-**P**ower **S**ystem **S**tabilazers*) [47]. O ajuste dos parâmetros do PSS é dependente da modelagem precisa da máquina, e devem ser reajustado sempre que a configuração do sistema é modificada [48]. As investigações de novas alternativas, como a utilização dos dispositivos FACTS, para auxiliar ou aumentar os níveis de amortecimentos de um sistema, é hoje, um tema importante.

Os estudos do uso de dispositivos FACTS no amortecimento de oscilações eletromecânicas foram realizadas nos últimos anos principalmente por Wang e Swift [49] e [50]. Estes autores apresentaram a modelagem analítica do compensador série controlado a tiristor (TCSC) e do SVC para o amortecimento eletromecânico em um sistema contendo um modelo simplificado da máquina Philips-Heffron. Wang [51] também apresentou um modelo analítico para o mesmo sistema na investigação da capacidade do STATCOM no amortecimento eletromecânico, e em seguida apresentou o modelo do UPFC para o amortecimento de oscilações de baixa freqüência em um sistema multi-máquinas em 1999 [52]. Nestes trabalhos, foi verificado que o TCSC é mais eficiente no amortecimento de oscilações de potência de baixa freqüência do que o SVC e STATCOM uma vez que sua operação é realizada de forma direta, ou seja, as suas referências de controle são as correntes que passam pelo sistema. Também foi verificado nos trabalhos de Wang que o UPFC apresenta mais recursos no amortecimento de oscilação eletromecânica do que o TCSC ou SVC. Contudo, um problema do UPFC é o seu alto custo comparado com os outros dispositivos. O modelo apresentado por Wang permite verificar rapidamente o efeito de um dispositivo FACTS em um sistema com máquina síncrona, sendo assim, utilizado como base para o desenvolvimento deste capítulo.

Assim, este capítulo tem como principal objetivo investigar a capacidade do GCSC contribuir no amortecimento de oscilações de potência de baixa freqüência em um sistema elétrico de transmissão através de uma análise linear.

IV.2 Análise Linear de Oscilações de Baixa Freqüência

O estudo de oscilações de baixa freqüência de potência em sistemas de transmissão pode ser realizado por equações lineares, considerando o sistema funcionando em torno de um ponto de operação, em regime permanente para o qual se aplicam pequenos desvios. Por simplicidade, a investigação e a análise linear de oscilações de potência serão realizadas em um sistema com máquina conectada a uma barra infinita (oscilações de modo local) através de uma linha de transmissão sem compensação, com compensação série fixa e com compensação controlada com o GCSC.

IV.2.1 Oscilações de Baixa Freqüência no Modelo Clássico

O modelo clássico apresentado por Kundur [42] permite compreender o fenômeno da oscilação de baixa freqüência em um sistema de potência. Este modelo será apresentado nesta seção com o objetivo de facilitar o entendimento deste fenômeno em um sistema compensado.

O modelo clássico de um gerador é composto por uma fonte de tensão (E') atrás de uma reatância (x'_d) conectado a uma barra infinita através de uma linha de transmissão representada por uma impedância X_e, conforme apresentado na Figura IV-1. O ângulo δ da fonte de tensão (E') representa o ângulo do rotor, podendo ter seu valor modificado durante um distúrbio no sistema. O fluxo de energia transmitido da máquina para a barra infinita e o torque elétrico da máquina, pu, são dados em por:

$$T_e\omega = P_e = \frac{E' E_b sen\delta}{X_T} \qquad \text{(IV-1)}$$

onde $X_T = x'_d + X_e$ é a reatância total do sistema.

Passando (IV-1) para p.u. tem-se:

$$\bar{\omega}\,\bar{T}_e = \bar{P}_e = \frac{\bar{E}'\,\bar{E}_b\,sen\delta}{\bar{X}_T} \qquad \text{(IV-2)}$$

Por simplicidade o traço sobre as variáveis serão omitidas no desenvolvimento a seguir, mas, quando utilizadas, sempre será descrito o termo p.u.

Examinando o sistema da Figura IV-1 sob enfoque de pequenas perturbações, a variação da potência elétrica pode ser representada por:

$$\Delta P_e = \omega_o \Delta T_e + T_{eo}\Delta\omega \qquad \text{(IV-3)}$$

ou

$$\omega_o \Delta T_e = \Delta P_e - T_{eo}\Delta\omega \text{ . [p.u.]}$$

Linearizando (IV-1) em torno de um ponto de operação inicial dado por $\delta=\delta_o$ e considerando E_b constante e a velocidade ω_o igual a 1 p.u. e ainda que a influência da velocidade em E' e X_T se cancelam, obtém-se:

$$\Delta T_e = \frac{E'E_b\cos\delta_o}{X_T}\Delta\delta - T_{eo}\Delta\omega\,, \qquad \text{(IV-4)}$$

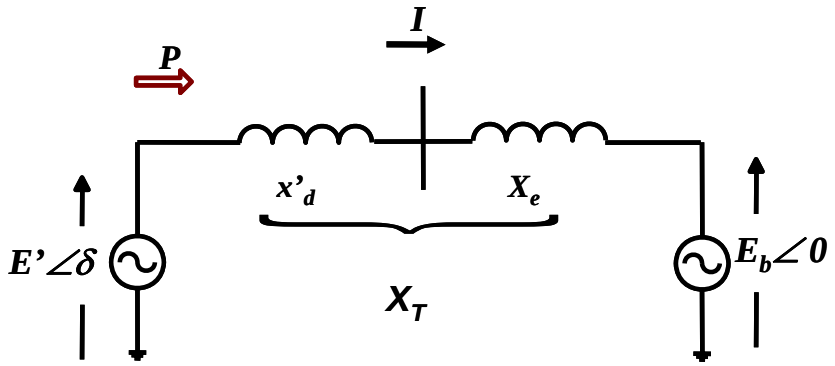


Figura IV-1: Modelo clássico de um gerador conectado a uma barra infinita.

O primeiro termo de (IV-4) é chamado de coeficiente de torque sincronizante (K_s),

em pu, e é dado por:

$$K_s = \frac{E' E_b \cos\delta_o}{X_T}. \qquad \text{(IV-5)}$$

As expressões de balanço de oscilação da máquina síncrona (*swing equation*), por unidade são dadas por:

$$2H\frac{d\omega}{dt} = T_m - T_e - K_D\omega$$

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega, \qquad \text{(IV-6)}$$

onde, H é a constante de inércia da máquina [s], ω_r é a velocidade angular síncrona da máquina [rad/s], t é o tempo em segundos, δ é o ângulo do rotor da máquina [rad], K_D é chamado de coeficiente de amortecimento do rotor [pu], ω_r é a velocidade do rotor [pu] e T_m e T_e são os torques mecânico e elétrico [pu], respectivamente.

Linearizando (IV-6) e substituindo ΔT_e dado em (IV-4) têm-se;

$$\frac{d\Delta\omega}{dt} = \frac{1}{2H}(\Delta T_m - K_s\Delta\delta - K_D\Delta\omega_r)$$

$$\frac{d\Delta\delta}{dt} = \omega_o\Delta\omega, \qquad \text{(IV-7)}$$

onde é a velocidade angular síncrona da máquina [rad/s].

Representando (IV-7) na forma de equações de estado, tem-se :

$$\frac{d}{dt}\begin{bmatrix}\Delta\omega\\ \Delta\delta\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}-\frac{K_D}{2H} & -\frac{K_s}{2H}\\ \omega_o & 0\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\Delta\omega_r\\ \Delta\delta\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}\frac{1}{2H}\\ 0\end{bmatrix}\Delta T_m. \qquad \text{(IV-8)}$$

Supondo variações nulas de potência mecânica (ΔT_m=0) e considerando-se o

modelo clássico para o gerador (E'= constante), as raízes da equação característica são dadas por:

$$\lambda_{1,2} = \frac{K_D \pm \sqrt{K_D^{\ 2} + 8K_s 2H\omega_o}}{4H}. \qquad \text{(IV-9)}$$

As equações em (IV-7) podem ser representadas pelo diagrama de blocos mostrado na Figura IV-2, e será utilizado para descrever o comportamento das oscilações de potência nos sistemas elétricos.

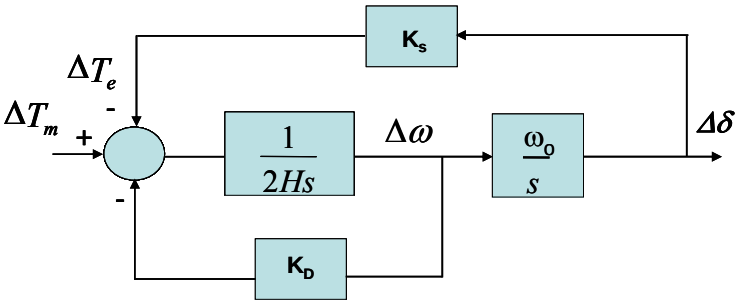


Figura IV-2: Diagrama de blocos do modelo clássico de um gerador conectado a uma barra infinita.

Conforme apresentado por Kundur [42] a equação característica da Figura IV-2, a freqüência natural e a taxa de amortecimento do sistema são dadas por:

$$s^2 + \frac{K_D}{2H} s(\Delta\delta) + \frac{K_s}{2H}\omega_o(\Delta\delta) = 0, \qquad \text{(IV-10)}$$

onde:

$$\omega_n = \sqrt{K_s \frac{\omega_o}{2H}} \ \text{rad/s},$$

$$\zeta = \frac{1}{2}\frac{K_D}{\sqrt{K_s 2H\omega_o}}.$$

Assim, em (IV-10) verifica-se que a freqüência natural do sistema depende da potência sincronizante (K_s). Também, em (IV-10) têm-se que a taxa de amortecimento

das oscilações do sistema está diretamente relacionada com a componente (K_D).

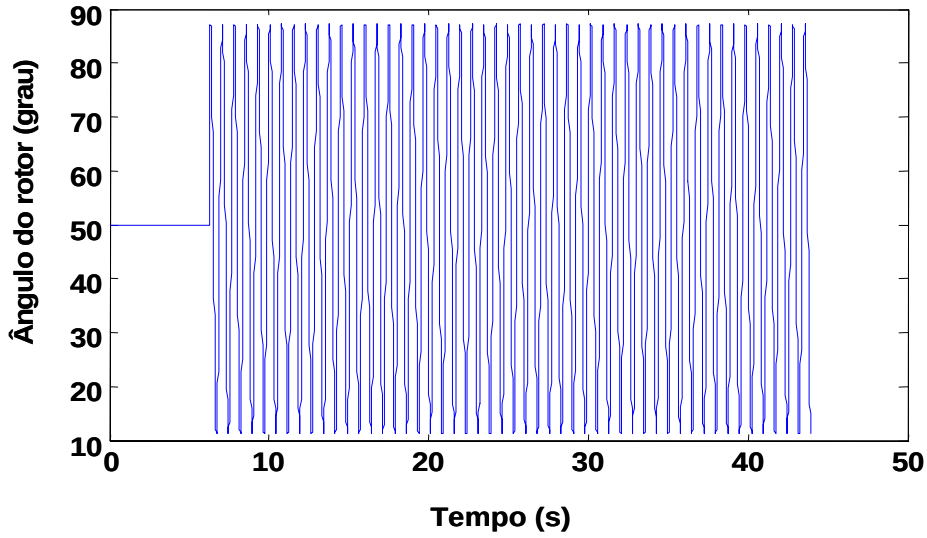
As altas reatâncias dos geradores e das linhas de transmissão, bem com o alto carregamento do sistema, isto é, valores elevados de δ resultam em baixos coeficientes da potência sincronizante. Deste modo, operação nestas condições resulta em valores baixos da freqüência de oscilação e pode ser verificado em (IV-9).

O surgimento das oscilações de potência de baixa freqüência pode ser verificado como, por exemplo, substituindo os valores de δ_o=49,92°, X_T=0,95 pu e E'=1,123 pu em (IV-5), e neste caso, obtendo-se o valor de coeficiente de torque de sincronização (K_s) igual a 0,757 pu. Adotando-se valores de K_D iguais à: 0, 10 e -10; e substituindo-os em (IV-10), obtém-se os autovalores dos sistema que são apresentados na Tabela IV-1. A tabela mostra que o sistema é oscilatório para K_D =0 e não amortecido para K_D=-10. Contudo, o sistema é amortecido para o coeficiente de amortecimento K_D =10. A Figura IV-3 mostra o ângulo do rotor da máquina variando no tempo para os valores de K_D mostrados acima.

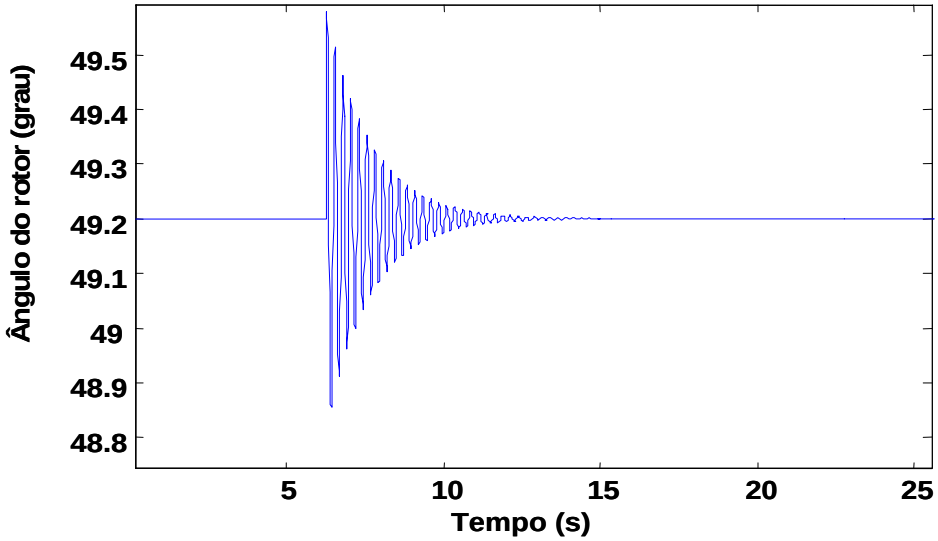
Tabela IV-1: Autovalores, coeficiente de amortecimento e freqüência natural em função de K_D.

K_D	0	10	-10
Autovalores ($\lambda_{(1,2)}$)	0±j6,39	-0,714±j6,39	0.714±j6,39
Coeficiente de amortecimento (ζ)	0,0	0,12	-0,12
Freqüência natural do sistema (ω_n)	1,0165 Hz	1,0165 Hz	1,0165 Hz

(a)


Ângulo do rotor (grau)
90
80
70
60
50
40
30
20
10
0
10
20
30
40
50
Tempo (s)

(b)


Ângulo do rotor (grau)
49.5
49.4
49.3
49.2
49.1
49
48.9
48.8
5
10
15
20
25
Tempo (s)

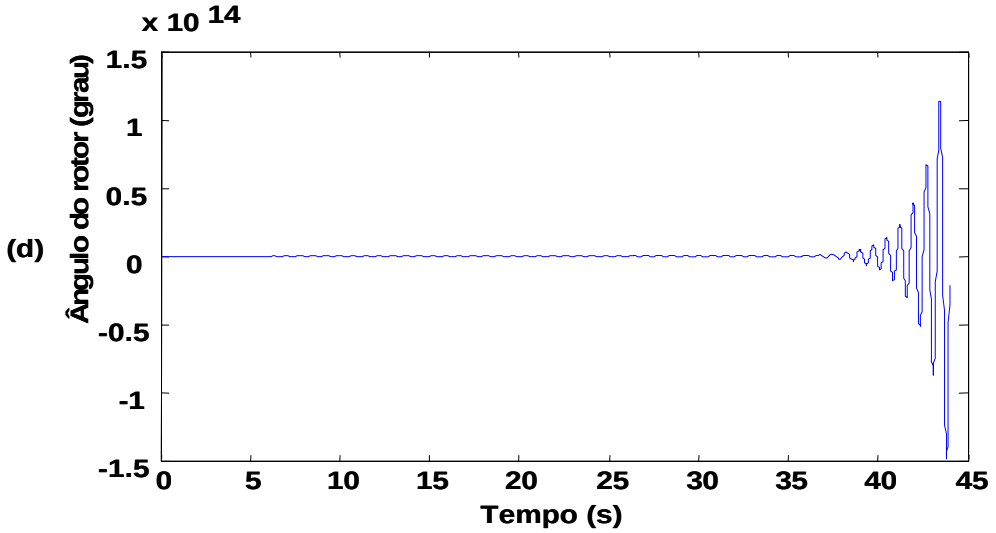


Figura IV-3: Ângulo do rotor da Máquina com K_D=0 (a), K_D=10 (b) e K_D=-10(c).

IV.2.2 Oscilações de Baixa Freqüência no Modelo Clássico com Compensação Série Capacitiva Fixa

No modelo clássico do gerador apresentado na Figura IV-1 foi verificada que o sistema pode ser amortecido com um valor positivo do coeficiente de amortecimento do rotor (K_D), além de estar relacionado diretamente com a variação de velocidade ($\Delta\omega$). A partir desta informação é apresentada e investigada a influência da compensação série fixa através de um controle relacionado com a componente $\Delta\omega$. A Figura IV-4 mostra o modelo clássico do gerador conectado a uma barra infinita através de uma linha de transmissão compensada por um capacitor série fixo.

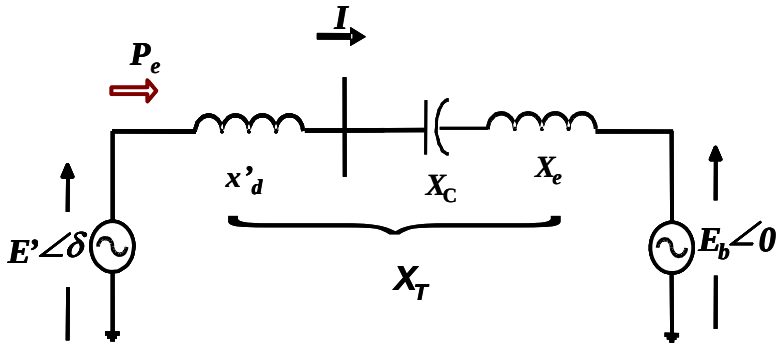


Figura IV-4: Sistema de potência compensado com o um capacitor fixo.

No desenvolvimento apresentado a seguir é considerado que não há nenhum tipo de amortecimento no rotor da máquina (simulando o pior caso), e deste modo, a contribuição de amortecimento pode somente ser dada através da variação do nível de compensação série.

A reatância total (X_T) do sistema compensado por um capacitor série fixo na Figura IV-4, é dada por: $X_T = x'_d + X_e - X_c$. Assim, a potência transmitida é dada por:

$$P_e = \frac{E' E_b \sin\delta}{x'_d + X_e - X_c} . \qquad \text{(IV-11)}$$

Examinando o sistema sob o enfoque de pequenas perturbações, a variação do torque elétrico pode ser representada por:

$$T_e \omega = P_e$$

$$\Delta P_e = \omega_o \Delta T_e + T_{eo} \Delta\omega \qquad \text{(IV-12)}$$

ou

$$\omega_o \Delta T_e = \Delta P_e - T_{eo} \Delta\omega .$$

Linearizando (IV-11) em torno de um ponto de operação inicial dado por $\delta = \delta_o$, $X_c = X_{co}$ e $T_{eo} = 0$, e substituindo o resultado em (IV-12), tem-se:

$$\Delta T_e = \frac{\partial T_e}{\partial \delta} \Delta\delta + \frac{\partial T_e}{\partial X_c} \Delta X_c = \frac{E' E_b \cos\delta_o}{X_T} \Delta\delta + \frac{E' E_b \sin\delta_o}{(X_T)^2} \Delta X_c , \qquad \text{(IV-13)}$$

Note que a compensação série é fixa e, portanto, o capacitor série é constante, mas a sua reatância varia com a freqüência.

Em (IV-13) as grandezas estão em pu. A variação da reatância do capacitor série (ΔX_c) em pu é dada por :

$$X_{cpu} = \frac{X_c}{Z_{base}} = \frac{1}{\omega C Z_{base}}. \qquad \text{(IV-14)}$$

Multiplicando (IV-14) pela freqüência em um ponto de operação inicial ω_o e em seguida linearizando-a tem-se:

$$\begin{aligned}
\Delta X_c &\approx \frac{\partial X_c}{\partial \omega}, \\
\Delta X_{cpu} &= \frac{1}{C Z_{base}} \frac{-1}{\omega_o^2} \Delta\omega, \\
\Delta X_{cpu} &= \frac{-1}{\omega_o C Z_{base}} \left(\frac{\Delta\omega}{\omega_o} \right), \\
\Delta X_{cpu} &= \frac{-1}{\omega_o C Z_{base}} \Delta\omega_{pu}.
\end{aligned} \qquad \text{(IV-15)}$$

Em (IV-15) está definida a variação da reatância em pu, em função da variação da velocidade $\Delta\omega$, e sendo o ganho da relação dado por:

$$K_c = \frac{-1}{\omega_o C Z_{base}}. \qquad \text{(IV-16)}$$

Substituindo (IV-16) e (IV-15) em (IV-13) tem-se:

$$\Delta T_e = \frac{E' E_b \cos\delta_o}{X_T} \Delta\delta - \frac{E' E_b \sin\delta_o \, K_c}{X_T{}^2} \Delta\omega. \qquad \text{(IV-17)}$$

A equação (IV-17) mostra a variação do torque da máquina em função da variação do ângulo $\Delta\delta$ e da velocidade $\Delta\omega$. Os termos relacionados à $\Delta\delta$ e $\Delta\omega$ é definido como torque sincronizante e de amortecimento. Os termos com o sistema compensado por capacitor fixo diferem dos termos apresentados por Kundur [42].

Assim, a variação de velocidade introduz uma componente extra de torque de amortecimento das oscilações do rotor através da compensação série. Desta forma, a compensação série contribui para o amortecimento pela relação dada por:

$$\Delta X_c = K_\omega K_c \Delta\omega\,, \tag{IV-18}$$

onde K_ω é definido como o ganho da componente de $\Delta\omega$:

$$K_\omega = \frac{E' E_b \sin\delta_o}{(X_T)^2}\,. \tag{IV-19}$$

Deste modo, é obtido:

$$\frac{d\Delta\omega_r}{dt} = \frac{1}{2H}(\Delta T_m - K_s\Delta\omega_r + K_\omega K_c \Delta\omega_r)\,, \tag{IV-20}$$

A representação na forma de espaço de estado são dados por:

$$\frac{d}{dt}\begin{bmatrix}\Delta\omega_r \\ \Delta\delta\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}\frac{K_c K_\omega}{2H} & -\frac{K_s}{2H} \\ \omega_o & 0\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\Delta\omega_r \\ \Delta\delta\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}\frac{1}{2H} \\ 0\end{bmatrix}\Delta T_m\,. \tag{IV-21}$$

Os autovalores do sistema com a compensação série fixa é dada por:

$$\lambda_{1,2} = \frac{K_\omega K_c \pm \sqrt{K_\omega^2 K_c^2 + 8K_s 2H\omega_o}}{4H}\,. \tag{IV-22}$$

Na Figura IV-5 é representado o diagrama de blocos de (IV-21). Nesta figura também é mostrada a opção para o caso em que o valor do coeficiente de amortecimento da máquina (K_D) é considerado.

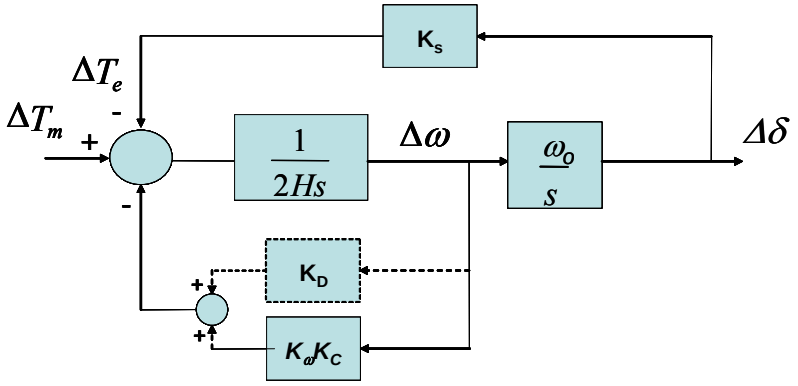


Figura IV-5: Diagrama de blocos do modelo clássico de um gerador conectado a uma barra infinita através de uma linha de transmissão compensada.

Verifica-se como K_c é menor do que zero em (IV-6) o sistema somente com a compensação série fixa capacitiva não pode contribuir para o amortecimento de oscilações no sistema uma vez que a sua parcela de compensação está em função de $\Delta\omega$ conforme apresentado em (IV-17). Pode-se também verificar que a compensação série afeta o coeficiente de potência sincronizante (K_s) devido à modificação do valor da reatância total (X_T), e desta forma, afeta também a freqüência de oscilação natural do sistema.

IV.2.3 Oscilações de Baixa Freqüência no Modelo Clássico com o GCSC

Esta seção tem o objetivo de mostrar as características do GCSC no amortecimento de oscilações de potência de baixa freqüência no sistema máquina barra infinita. A Figura IV-6 mostra o modelo clássico do gerador conectado a uma barra infinita através de uma linha de transmissão compensada com GCSC.

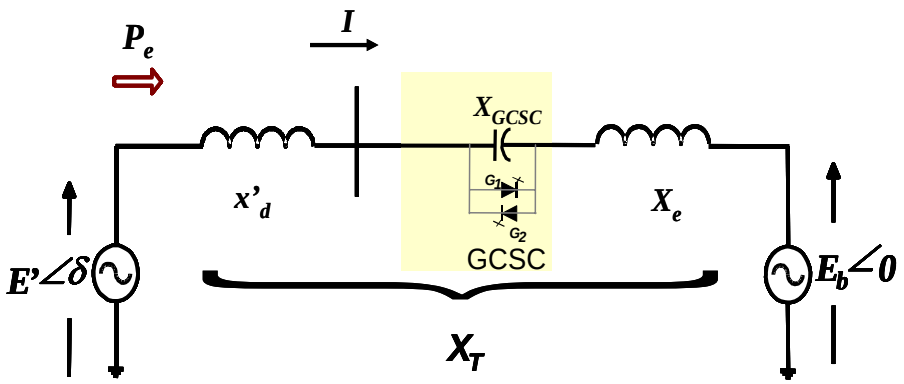


Figura IV-6: Sistema de potência compensado com o GCSC.

No sistema de potência da Figura IV-6 a reatância total é dada por: $X_T = x'_d + X_e - X_c(\gamma)$, e o torque elétrico em pu é dado por:

$$T_e = P_e = \frac{E' E_b sen\delta}{x'_d + X_e - X_c(\gamma)} \qquad \text{(IV-23)}$$

Linearizando (IV-23) em torno de um ponto de operação inicial representado por $\delta = \delta_o$, e $X_c(\gamma) = X_{co}(\gamma)$ tem-se:

$$\Delta T_e = \frac{\partial T_e}{\partial \delta}\Delta\delta + \frac{\partial T_e}{\partial X_c(\gamma)}\Delta X_c(\gamma) = \frac{E' E_b \cos\delta_o}{X_T}\Delta\delta + \frac{E' E_b \sin\delta_o}{(X_T)^2}\Delta X_c(\gamma)\,, \qquad \text{(IV-24)}$$

A reatância fundamental do GCSC em função do ângulo de corte (γ), conforme dado por Souza [12]:

$$X_c(\gamma) = \frac{X_c}{\pi}.[2\gamma - 2\pi - sen(2\gamma)]\,, \qquad \text{(IV-25)}$$

onde X_c é a reatância do banco de capacitores do GCSC na freqüência fundamental.

A variação da reatância sintetizada pelo GCSC em função da variação do ângulo de corte ($\Delta\gamma$) e da variação da freqüência ($\Delta\omega$) em torno de um ponto de operação do sistema, por unidade, é dada por:

$$\Delta X_c(\gamma) = \frac{\partial X_c(\gamma)}{\partial \gamma}\Delta\gamma + \frac{\partial X_c(\gamma)}{\partial \omega}\Delta\omega = \frac{(2-2\cos(2\gamma_o))X_{co}}{\pi}\Delta\gamma + \frac{(2\gamma_o - 2\pi - \sin(2\gamma_o))X_{co}}{\pi}\Delta\omega, \quad \text{(IV-26)}$$

onde X_{co} é dado igual a $1/(\omega C Z_{base})$ e γ_0 é o ângulo de corte no ponto de operação.

O controle do ângulo de corte γ utilizado nesta seção é o mesmo que foi apresentado na seção III.4-2. Neste controle, o ângulo de corte ordenado pode ser variável em relação à variação da freqüência do sistema; e deste modo apresentando uma modulação natural (será definido a seguir).

Assim, a variação do ângulo de corte $\Delta\gamma$ apresentado em (IV-26) pode ser representado em função da variação do valor de referência de ângulo de corte ($\Delta\gamma_o^*$) mais o valor da modulação natural ($\Delta\gamma_0$), sendo assim representado por:

$$\Delta\gamma = \Delta\gamma_0^* + \Delta\gamma_0, \quad \text{(IV-27)}$$

A modulação natural do ângulo de corte ($\Delta\gamma_o$) é calculada linearizando (III-5), conforme mostrada a seguir:

$$\begin{aligned} &\gamma_o \cdot T_o = T\gamma_1 \cdot \pi \\ &(\gamma_o + \Delta\gamma_o)(T_o + \Delta T_o) = T\gamma_1 \cdot \pi \\ &\Delta\gamma_o = \frac{\gamma_o T_o}{2\pi}\Delta\omega_o \\ &\Delta\gamma_o = K\gamma_1 \Delta\omega_o \end{aligned} \quad \text{(IV-28)}$$

onde $K\gamma_1 = \gamma_o T_o/2\pi$.

Em (IV-28) é representada a modulação natural do ângulo de corte do GCSC.

Substituindo (IV-28) em (IV-27) e este resultado em (IV-26) tem-se a reatância sintetizada pelo GCSC em função da variação da freqüência do sistema dada por:

$$\Delta X_c(\gamma) = K_\gamma \Delta\omega, \quad \text{(IV-29)}$$

onde,

$$K_\gamma = \left(\underbrace{\frac{(2-2\cos(2\gamma_o))(\Delta\gamma_o^* + \Delta\gamma_o)}{\pi}}_{K_8} + \underbrace{\frac{(2\gamma_o - 2\pi - \sin(2\gamma_o))}{\pi}}_{K_9} \right) X_{co} \cdot \qquad \text{(IV-30)}$$

A Figura IV-7 mostra o diagrama de blocos do cálculo da variação do ângulo de corte. Nesta figura é mostrado que o ganho ($K\gamma_1$) do GCSC varia em função do desvio de freqüência do sistema ($\Delta\omega$) mais o valor da variação do ângulo de corte inicial ($\Delta\gamma_o^*$). Quando a variação do ângulo de corte inicial ($\Delta\gamma_o$) não é modificado por um controle externo, o GCSC opera em "malha aberta". Nesta figura também é representado o atraso de 1/6 de ciclo devido ao chaveamento no GCSC trifásico no chaveamento pela função e^{-sT}. Alves [25] mostra que a função e^{-sT}, pode ser representada pela aproximação de Padé, sem erro de módulo e fase na faixa de freqüência de 0 a 6 Hz, por uma função de primeira ordem dado por $1/1+sT$.

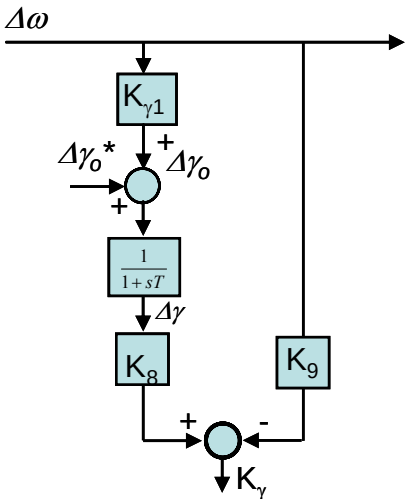


Figura IV-7: Diagrama de blocos da reatância equivalente sintetizada pelo GCSC em função da variação de freqüência no sistema elétrico.

Substituindo (IV-29) em (IV-24) determina-se a variação do torque elétrico em função do ângulo de carga e da reatância do GCSC, que é dada por:

$$\Delta T_e = \frac{E' E_b \cos\delta_o}{X_T}\Delta\delta + \frac{E' E_b sen\delta\, K_\gamma}{X_T{}^2}\Delta\omega . \qquad \text{(IV-31)}$$

Comparando (IV-17) com (IV-31) verifica-se a similaridade do modo de operação do amortecimento de oscilações entre a compensação série fixa e a compensação com o GCSC. Esta similaridade ocorre devido às relações de controles das equações estarem multiplicadas por um ganho relacionado com o desvio de velocidade. Contudo, na compensação série fixa o ganho é dado por K_c e é constante mesmo durante as oscilações do sistema, enquanto que no GCSC é dado por K_γ no qual está relacionado em relação à variação da freqüência do sistema mais um valor inicial de ângulo de corte.

A partir das equações mostradas acima tem-se:

$$\frac{d\Delta\omega_r}{dt} = \frac{1}{2H}(\Delta T_m - K_s\Delta\delta - K_\omega K_\gamma \Delta\omega_r) . \qquad \text{(IV-32)}$$

A representação de (IV-32) na forma de espaço de estado, é dado por:

$$\frac{d}{dt}\begin{bmatrix}\Delta\omega_r \\ \Delta\delta\end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\dfrac{K_\omega K_\gamma}{2H} & -\dfrac{K_s}{2H} \\ \omega_o & 0 \end{bmatrix}\begin{bmatrix}\Delta\omega_r \\ \Delta\delta\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}\dfrac{1}{2H} \\ 0\end{bmatrix}\Delta T_m . \qquad \text{(IV-33)}$$

Os autovalores de (IV-33) são:

$$\lambda_{1,2} = -\frac{K_\omega K_\gamma \pm \sqrt{K_\omega{}^2 K_\gamma{}^2 + 8K_s 2H\omega_o}}{4H} . \qquad \text{(IV-34)}$$

Em (IV-33) também não foi considerado o coeficiente de amortecimento da máquina síncrona (K_D) com o objetivo de avaliar a contribuição do GCSC no amortecimento das oscilações para o pior caso do sistema.

A Figura IV-8 mostra o diagrama de blocos de (IV-33). Também nesta figura é mostrada a inserção do coeficiente de amortecimento da máquina caso fosse desejado avaliá-lo em conjunto com o GCSC.

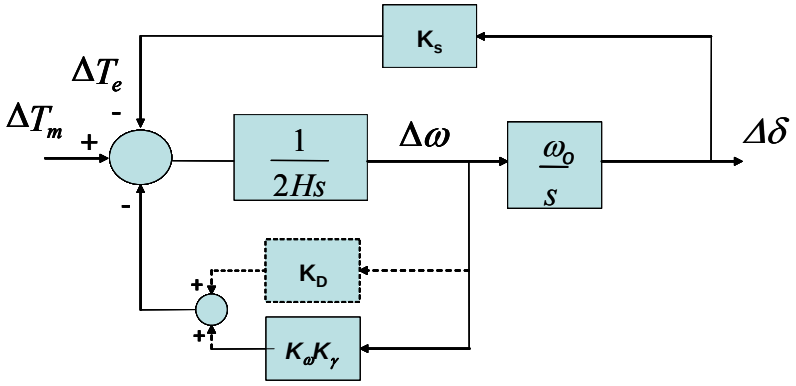


Figura IV-8: Diagrama de blocos do modelo clássico de um gerador conectado a uma barra infinita através de uma linha de transmissão compensada com o GCSC.

Para verificar a contribuição do GCSC no sistema máquina/barra infinita na Figura IV-6 foram usados os valores dos parâmetros do sistema iguais ao do circuito da Figura IV-1. Também foi considerado que os ganhos K_ω e K_s são constantes. Os níveis de compensação da linha de transmissão pelo GCSC são de 10% , 30% e 50% que corresponde a valores de ângulo de corte iniciais (γ_o) iguais à 139, 95°, 124,95° e 114,93°, respectivamente. Também foi considerado que o GCSC opera em "malha aberta", ou seja, a variação do ângulo de corte depende somente da sua modulação natural. Os valores foram escolhidos de tal forma que em regime permanente o GCSC sintetize uma reatância igual à da compensação série fixa.

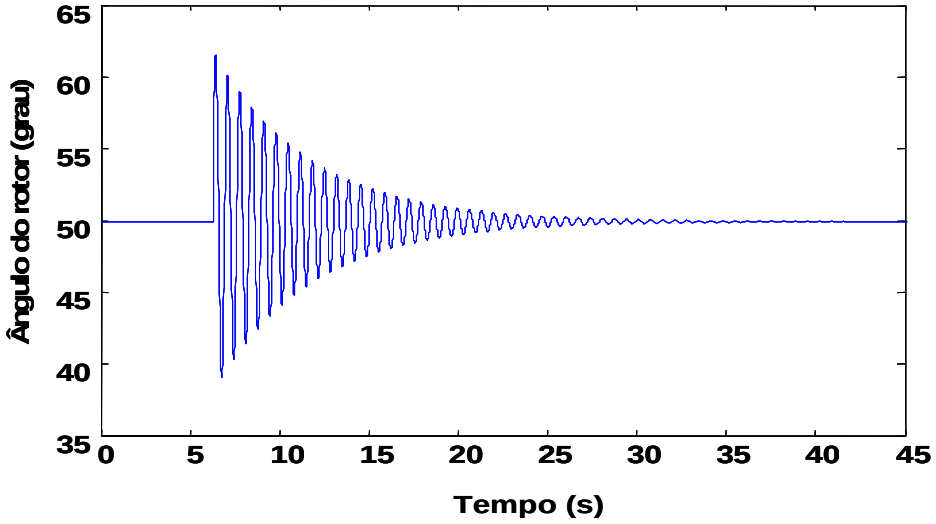
A Tabela IV-2 mostra os autovalores do sistema MBI compensado pelo GCSC. A tabela mostra que o GCSC introduz um amortecimento no sistema maior quando comparado com a compensação série fixa. Isto ocorre devido ao ganho K_γ determinado em (IV-30) dado pelo GCSC.

A Figura IV-9 mostra o ângulo do rotor na máquina variando no tempo para os valores de $X_c(\gamma)$ mostrados na Tabela IV-2.

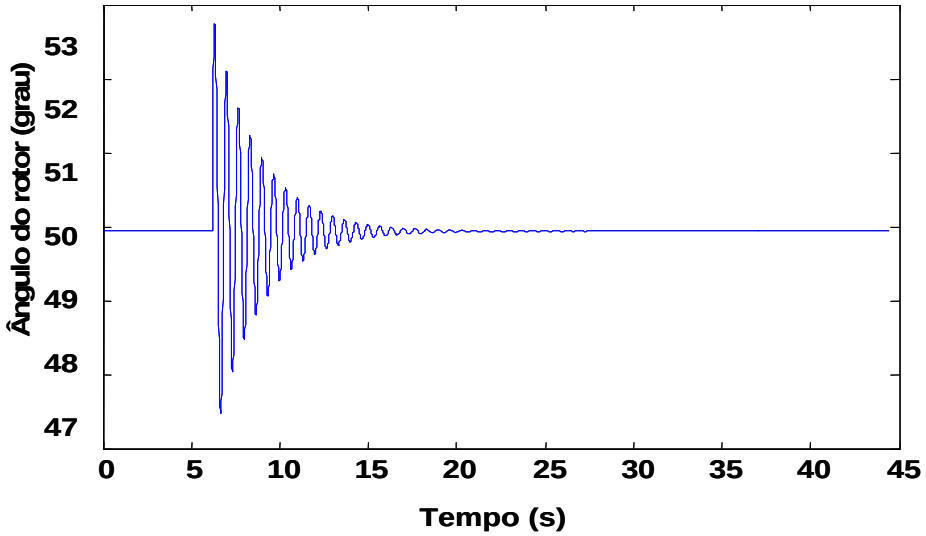
Tabela IV-2: Autovalores, coeficiente de amortecimento e freqüência natural em um sistema.

X_c (γ)	10%	30%	50%
Autovalores ($\lambda_{(1,2)}$)	-0,1848 ± j9,2835	-0,3820 ± j 9,2895	-0,8000 ±j 9,3161
Coeficiente de amortecimento (ζ)	2,89 %	5,98 %	12,52%
Freqüência natural do sistema (ω_n)	1,51 Hz	1,51 Hz	1,53 Hz

(a)



(b)



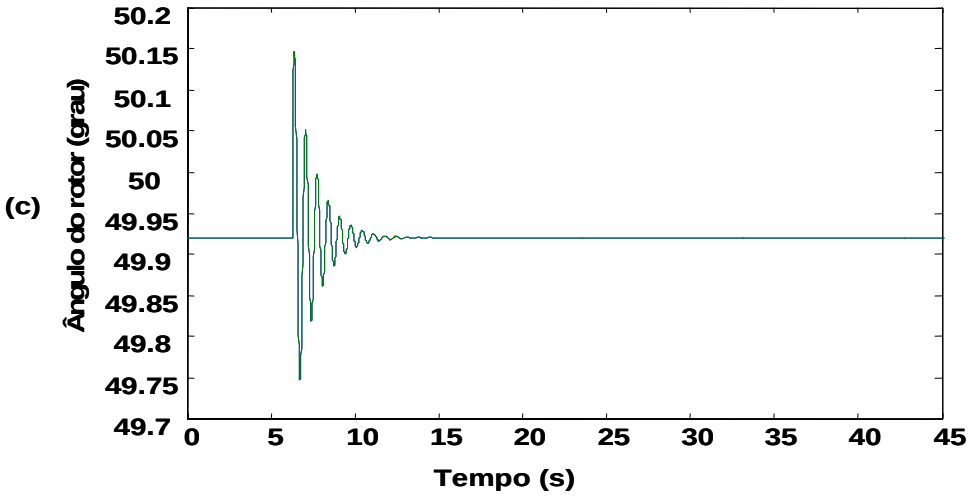


Figura IV-9: Sistema de potência compensado com o GCSC, (a) γ_o=139,95^o, (b) γ_o=124,95^o e (c) γ_o=114,93^o.

IV.3 Modelo linear da máquina síncrona

Na seção anterior foi apresentada uma investigação do GCSC no amortecimento de oscilações no modelo clássico através da análise linear. Os resultados mostraram a viabilidade do uso do GCSC para o amortecimento de oscilações eletromecânicas em um sistema de potência. Contudo, no modelo clássico não é possível verificar a influência do GCSC em sistemas onde a máquina síncrona possui reguladores de tensão e sinais adicionais de amortecimento.

Assim, esta seção tem como objetivo principal mostrar o desenvolvimento mais detalhado do modelo linear de um sistema elétrico de potência com a inclusão do GCSC. A investigação é realizada em três pontos de operação da máquina síncrona conectada a uma barra infinita proposto por Heffron e Philips [53]. Dos três pontos de operação, dois são apresentados em Anderson e Fouad [43] e o outro em Kundur [42]. A partir desses pontos de operações é analisada a influência do GCSC com a máquina síncrona nas seguintes situações:

- sem regulador de tensão;
- com o regulador de tensão; e

- com o regulador de tensão e PSS (*Power System Stablizer*).

IV.3.1 Máquina Síncrona Conectada a uma Barra Infinita (MBI)

Nesta seção é apresentado o modelo linear da máquina síncrona conectada a uma barra infinita através de uma linha de transmissão não compensada. Este modelo foi proposto por Heffron e Philips [53]. As expressões que representam o sistema são dados por:

$$\Delta\dot{\delta} = \omega_o \Delta\omega$$

$$\Delta\dot{\omega} = (\Delta T_m - \Delta T_e - D\Delta\omega)/2H$$

$$\Delta\dot{E}'_q = \frac{1}{T'd_o}(\Delta E_{fd} - \Delta E'_q + (x_d - x'_d)\,\Delta i_d) \qquad \text{(IV-35)}$$

$$\Delta Te = I_{q_o}\Delta\dot{E}'_q + E'_{q_o}\,\Delta i_q + (x_q - x'_d)I_{d\,o}\Delta i_q + (x_q - x'_d)I_{q_o}\Delta i_d\,,$$

$$\Delta\dot{E}_{fd} = -\frac{1}{T_r}\Delta E_{fd} + \frac{K_r}{T_r}\Delta V_{ref} - \frac{K_r}{T_r}\Delta V_t$$

onde, Δ significa variação incremental da variável associada, sendo que os torques e tensões estão em pu, o tempo em segundos (*s*), a velocidade em *rad/s* e ângulo em *rad*.

Neste modelo são realizadas as seguintes simplificações:

1. efeitos dos enrolamentos amortecedores e resistência dos enrolamentos do estator da máquina são desprezados;

2. os termos $\dot{\lambda}_d$ e $\dot{\lambda}_q$ (tensões de transformador) nas equações do estator e carga são desprezados em comparação com os termos $\omega\lambda_d$ e $\omega\lambda_q$ (tensões de velocidade);

3. assume-se operação equilibrada e considera-se que não existe saturação.

Anderson e Fouad [43] também apresenta o desenvolvimento deste modelo de uma forma didática, facilitando o desenvolvimento das equações. Os dois primeiros pontos de operação analisados nesta seção são obtidos desta referência. Também, Kundur [42] mostra o desenvolvimento deste modelo da máquina síncrona, com pequenas diferenças, relacionada à base de transformação das variáveis do sistema para pu.

As equações do modelo da máquina apresentado em (IV-35), incluído o regulador de tensão, admite a representação na forma de espaço de estado conforme é mostrado por:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{E}'_q \\ \Delta\dot{E}_{fd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -\dfrac{K_1}{2H} & -\dfrac{K_2}{2H} & 0 \\ 377 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\dfrac{K_4}{T'_{do}} & -\dfrac{1}{K_3 T'_{do}} & \dfrac{1}{T'_{do}} \\ 0 & -\dfrac{K_r K_5}{T_r} & -\dfrac{K_r K_6}{T_r} & -\dfrac{1}{T_r} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{fd} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \Delta T_m , \qquad \text{(IV-36)}$$

para uma entrada de potência mecânica constante $\Delta T_m = 0$.

As constantes K_1 a K_6 apresentado em (IV-36) são definidas em Anderson e Foad [53], contudo estas constantes serão modificadas neste estudo para o sistema compensado pelo GCSC conforme será mostrado na próxima seção. As constantes K_r e T_r representam o ganho e a constante de tempo do regulador automático de tensão (*AVR – **A**utomatic **V**oltage **R**egulator*) da máquina síncrona, respectivamente.

A Figura IV-10 apresenta o diagrama de blocos da máquina juntamente com o regulador de tensão e o modelo da excitatriz representado pela função G_{ex}. A função G_{ex} foi considerada com valor unitário uma vez que representa o tipo de sistema de excitação classificado como tipo ST1A [53]. Contudo, neste trabalho de tese será avaliado somente o regulador e o sistema de excitação apresentado na Figura IV-10. Esta consideração não prejudica em si a análise do GCSC com a função de amortecer as oscilações eletromecânicas.

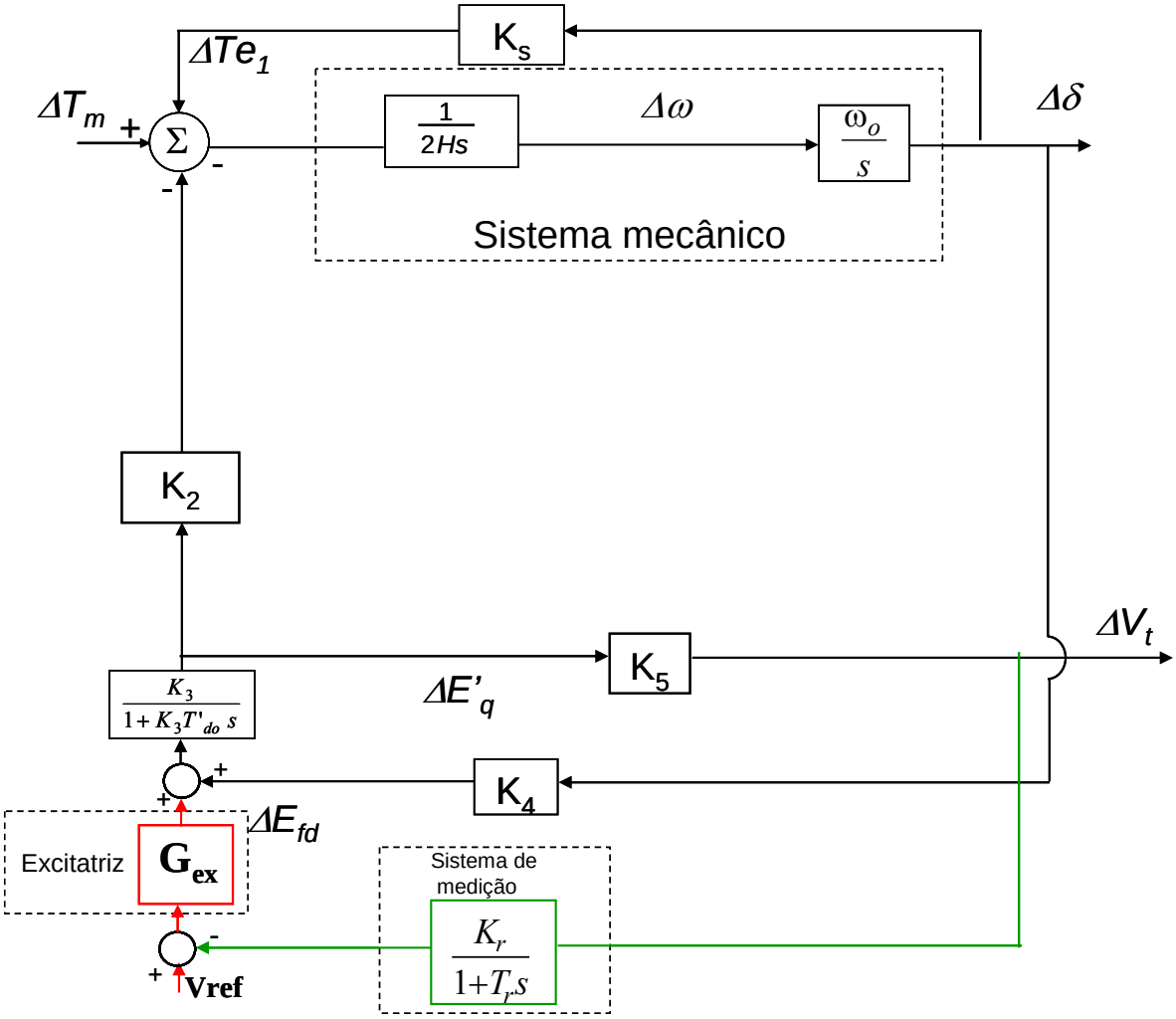


Figura IV-10: Diagrama em blocos do modelo linear do sistema máquina – barra infinita.

IV.3.2 Máquina Síncrona Conectada a uma Barra Infinita Através de uma Linha Compensada com o GCSC

Nesta seção é apresentado o equacionamento do GCSC em conjunto com o modelo linear da máquina síncrona conectado a uma barra infinita apresentada na Figura IV-11. A linha de transmissão é representada por uma indutância L_e (L_e=L_{e1}+L_{e2}) e as tensões nos terminais da máquina e na barra infinita são representadas por V_∞ e V_t, respectivamente.

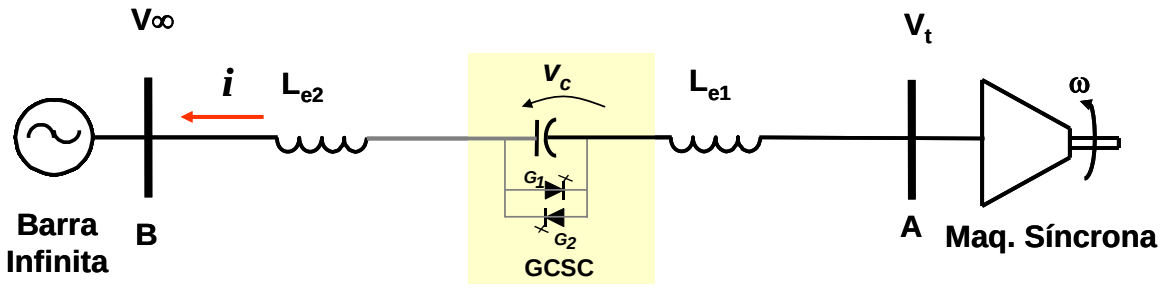


Figura IV-11: Máquina síncrona conectada à barra infinita através de uma linha compensada com o GCSC.

A tensão do GCSC (v_c) apresenta componentes harmônicas. Conforme apresentado no Capítulo II estes harmônicos praticamente não influenciam na tensão dos sistemas de transmissão, e deste modo, não foram considerados no modelo desenvolvido. Souza [12] mostrou que a componente fundamental da tensão do GCSC (v_{c1}) operando com o ângulo de corte (γ), é dada por:

$$v_{c1} = \frac{V_p}{\pi}[2\gamma - 2\pi - \sin 2\gamma], \qquad \text{(IV-37)}$$

onde V_p é a tensão de pico no capacitor do GCSC para o bloqueio contínuo das válvulas (V_p=I_p/ωC) e I_p é a corrente de pico da linha.

Considerando que não há acoplamento mútuo entre as fases, por inspeção da Figura IV-11, pode-se escrever as equações do sistema como:

$$\begin{bmatrix} v_{ta} \\ v_{tb} \\ v_{tc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{\infty a} \\ v_{\infty b} \\ v_{\infty c} \end{bmatrix} + L_e \frac{d}{dt}\begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_{ca} \\ v_{cb} \\ v_{cc} \end{bmatrix}, \qquad \text{(IV-38)}$$

onde $v_{\infty a}$, $v_{\infty b}$ e $v_{\infty c}$ são as tensões na barra infinita, v_{ta} , v_{tb} e v_{tc} são as tensões nos terminais da máquina e v_{ca}, v_{cb} e v_{cc} tensões nos terminais do GCSC considerando apenas a componente fundamental conforme apresentado em (IV-37).

Reescrevendo (IV-38) na forma compacta tem-se:

$$v_{abc} = v_{\infty abc} + L_e \dot{i}_{abc} + v_{c\,abc}\,, \qquad \text{(IV-39)}$$

onde, v_{abc}=[v_a,v_b e v_c]^T são as tensões nas fases *a*,*b* e *c*.

As componentes das tensões e correntes do sistema nas coordenadas *a-b-c* podem ser mapeadas no referencial do eixo *d-q-0* pela transformada de Park, como :

$$v_{dq0} = T_{dq} v_{t\,abc} = T_{dq} v_{\infty abc} + L_e T_{dq} \dot{i}_{abc} + T_{dq} v_{cabc}\,, \qquad \text{(IV-40)}$$

onde T_{dq} é dado pela transformada de Park por:

$$T_{dq} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \sin\theta & \sin(\theta - 2\pi/3) & \sin(\theta + 2\pi/3) \\ \cos\theta & \cos(\theta - 2\pi/3) & \cos(\theta + 2\pi/3) \\ 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} \end{bmatrix}; \qquad \text{(IV-41)}$$

sendo, $\theta = \omega t + \delta$, onde ω é a freqüência angular da máquina e δ é o ângulo de carga da máquina síncrona.

Assumindo o sistema balanceado, pode-se determinar que as tensões da barra infinita na referência *d-q-0* como:

$$v_{\infty dq0} = T_{dq} v_{\infty abc} = V_\infty \sqrt{3} \begin{bmatrix} -\sin(\delta) \\ \cos(\delta) \\ 0 \end{bmatrix}, \qquad \text{(IV-42)}$$

onde V_∞ é a magnitude da tensão de fase na barra infinita.

Os dois últimos termos de (IV-40) também podem ser representados no eixo *d-q-0* através da transformada de Park: $i_{dq0} = T_{dq}\, i_{abc}$ e $v_{cdq0} = T_{dq}\, v_{cabc}$ onde as derivadas são dadas por:

$$T_{dq} \dot{i}_{abc} = \dot{i}_{dqo} - \dot{T}_{dq} i_{abc} = \dot{i}_{dq0} - \dot{T}_{dq} T_{dq}^{-1} i_{dq0}\,, \qquad \text{(IV-43)}$$

$$T_{dq}\dot{v}_{abc} = \dot{v}_{c\,dqo} - \dot{T}_{dq}v_{c\,abc} = \dot{v}_{c\,dq0} - \dot{T}_{dq}T_{dq}^{-1}v_{c\,dq0}.$$

Substituindo (IV-37) em (IV-39) e depois em (IV-43), tem-se as tensões da linha e da tensão do GCSC no eixo *d-q* dada por :

$$\begin{aligned} v_{Ld} &= L_e\dot{i}_d + \omega L_e i_q \\ v_{Lq} &= L_e\dot{i}_d - \omega L_e i_d \end{aligned},$$

$$\begin{aligned} \dot{v}_{cd} &= \frac{i_d[2\gamma - 2\pi - \sin 2\gamma]}{C} + v_{cq}\omega \\ \dot{v}_{cq} &= \frac{i_q[2\gamma - 2\pi - \sin 2\gamma]}{C} - v_{cd}\omega \end{aligned}. \qquad \text{(IV-44)}$$

onde v_{Ld} é a tensão da reatância da linha no eixo *d*, v_{Lq} é a tensão da reatância da linha no eixo *q*, v_{cd} é a tensão do GCSC no eixo *d*, v_{cq} é a tensão do GCSC no eixo *q*.

Desprezando-se as derivadas das correntes e tensões e reescrevendo (IV-44) têm-se que:

$$\begin{aligned} v_{Ld} &= X_e \cdot i_q \\ v_{Lq} &= -X_e \cdot i_d \end{aligned},$$

$$\begin{aligned} v_{cd} &= X_c(\gamma) \cdot i_q \\ v_{cq} &= -X_c(\gamma) \cdot i_d \end{aligned}, \qquad \text{(IV-45)}$$

onde, X_e é a reatância da linha e $X_c(\gamma)$ reatância equivalente do GCSC.

Em Anderson e Fouad [53] são também definidas as tensões da máquina síncrona através do modelo simplificado nas coordenadas *d-q-0* como:

$$\begin{aligned} v_d &= -\omega L_q i_q \\ v_q &= \omega L_d i_d + \omega k M f i_f \end{aligned}, \qquad \text{(IV-46)}$$

onde, o termo $k\omega Mf$ é a contribuição do fluxo concatenado do eixo d devido à corrente de campo i_f. Substituindo (IV-42), (IV-44) e (IV-46) em (IV-40) e linearizando o resultado em torno de um ponto de operação tem-se:

$$\begin{aligned} 0 &= (X_e + x'_d - X_c(\gamma))\Delta i_d + \Delta E'_q + V_\infty \sin\delta_o \Delta\delta + (-E'_q + V_\infty \cos\delta_o / (X_e + x'_d - X_c(\gamma)))\Delta X_c(\gamma) \\ 0 &= -(X_e + x_q - X_c(\gamma))\Delta i_q + V_\infty \cos\delta_o \Delta\delta + (V_\infty \cos\delta_o / (X_e + x_q - X_c(\gamma)))\Delta X_c(\gamma) \end{aligned} \quad , \quad \text{(IV-47)}$$

onde $\Delta E'_q = \omega k M_f \Delta i_f$, x'_d é a reatância transitória do eixo direto, x_q é a reatância do eixo em quadratura.

Resolvendo (IV-47) obtêm-se os valores dos desvios de correntes no eixo *d-q* (Δi_d e Δi_q), que são dados por:

$$\Delta i_d = -\frac{V_\infty \sin\delta_o}{X_e + x'_d - X_c(\gamma)}\Delta\delta - \frac{1}{X_e + x'_d - X_c(\gamma)}\Delta E'_q + \frac{-E'_q + V_\infty \cos\delta_o}{(X_e + x'_d - X_c(\gamma))^2}\Delta X_c(\gamma)$$

$$\Delta i_q = \frac{V_\infty \cos\delta_o}{X_e + x'_d - X_c(\gamma)}\Delta\delta + \frac{V_\infty \sin\delta_o}{(X_e + x'_d - X_c(\gamma))^2}\Delta X_c(\gamma). \quad \text{(IV-48)}$$

Verifica-se em (IV-48) que as correntes do sistema estão em função da variação do ângulo de carga ($\Delta\delta$), tensão interna da máquina ($\Delta E'_q$) e da compensação do GCSC ($\Delta X_c(\gamma)$) que são resumidamente representados por:

$$\Delta i_q = \left(\frac{\partial i_q}{\partial \delta}\right)_o \Delta\delta + \left(\frac{\partial i_q}{\partial x_c(\gamma)}\right)_o \Delta x_c(\gamma) \quad .$$

$$\Delta i_d = \left(\frac{\partial i_d}{\partial \delta}\right)_o \Delta\delta + \left(\frac{\partial i_d}{\partial E'_q}\right)_o \Delta E'_q + \left(\frac{\partial i_d}{\partial x_c(\gamma)}\right)_o \Delta x_c(\gamma) \quad \text{(IV-49)}$$

Substituindo (IV-48) em (IV-35) obtêm-se a variação do torque elétrico da máquina síncrona em função dos seus parâmetros e do GCSC, que são dados por :

$$\Delta T_e = K_{1c}\Delta_\delta + K_{2c}\Delta E'_q + K_{7c}\Delta X_c(\gamma)\,, \qquad \text{(IV-50)}$$

onde, as constantes K_{1c}, K_{2c} e K_{7c} são definidas por :

$$K_{1c} = \frac{(E'_{qo} - I_{do}(x_q - x'_d))V_b\cos\delta_o}{(X_e + x_q - X_c(\gamma))} + \frac{I_{qo}(x_q - x'_d)V_b\sin\delta_o}{(X_e + x'_d - X_c(\gamma))}$$

$$K_{2c} = \left(\frac{X_e + x_q - X_c(\gamma)}{X_e + x'_d - X_c(\gamma)}\right)I_{qo} \qquad \text{(IV-51)}$$

$$K_{7c} = \frac{(E'_q - I_{do}(x_q - x'_d)V_b\sin\delta_o}{(X_e + x_q - X_c(\gamma))^2} - \frac{I_{qo}(x_q - x'_d)(-E'_q + V_b\cos\delta_o)}{(X_e + x'_d - X_c(\gamma))^2}\,.$$

Pode-se observar em (IV-51) que a constante K_{2c} não depende do carregamento do sistema, não ocorrendo o mesmo com K_{1c} e K_{7c}.

A variação da tensão nos terminais da máquina síncrona definido por Anderson e Fouad [55] é dado por:

$$\Delta V_t = -\left(\frac{V_{do}}{V_{to}}\right)x_q\Delta i_q + \left(\frac{V_{qo}}{V_{to}}\right)(x'_d\,\Delta i_d + \Delta E'_q)\,, \qquad \text{(IV-52)}$$

onde V_{do} é a tensão inicial no eixo d, V_{qo} é a tensão inicial no eixo q e V_{to} é a tensão inicial nos terminais da máquina síncrona.

Substituindo (IV-48) em (IV-52) têm-se a variação dos terminais da máquina síncrona com o sistema compensado, dado a seguir:

$$\Delta V_t = K_{5c}\Delta\delta + K_{6c}\Delta E'_q + K_{10c}\Delta X_c(\gamma)\,, \qquad \text{(IV-53)}$$

onde as constantes K_{5c}, K_{6c} e K_{10c} são dadas na equação:

$$\Delta V_t = \underbrace{\frac{V_b\left(\dfrac{-V_{do}x_q\cos(\delta)}{X_e+x_q-X_c(\gamma)}-\dfrac{V_{qo}x'_d\sin(\delta)}{X_e+x'_d-X_c(\gamma)}\right)}{V_{to}}}_{K_{5c}}\Delta\delta$$

$$+\underbrace{\frac{V_{qo}^{\,2}(X_e-X_c(\gamma))}{V_{to}^{\,2}(X_e+x'_d-X_c(\gamma))}}_{K_{6c}}\Delta E'_q \qquad \text{(IV-54)}$$

$$\underbrace{\left(\frac{V_{qo}x'_d(-E'_q+V\cos\delta)}{V_{to}(X_e+x'_d-X_c(\gamma))^2}-\frac{V_{do}x_qV_b\sin\delta)}{V_{to}(X_e+x_q-X_c(\gamma))^2}\right)}_{K_{10c}}\Delta X_c(\gamma)\,.$$

A variação da tensão do campo da máquina síncrona (ΔE_{fd}), controlado por um sistema de primeira ordem apresentado na Figura IV-10, e a linha compensada pelo GCSC, considerando Δv_{erf}=0 é dada por:

$$\Delta\dot{E}_{fd} = -\frac{1}{T_r}\Delta E_{fd}-\frac{K_rK_{5c}}{T_r}\Delta\delta-\frac{K_rK_{6c}}{T_r}\Delta E'_q-\frac{K_rK_{10c}K_\gamma}{T_r}\Delta\omega\,, \qquad \text{(IV-55)}$$

onde $\Delta X_c(\gamma)=K_\gamma\ \Delta\omega$ conforme foi definido em (IV-29).

A variação da tensão interna da máquina é dada por:

$$\Delta\dot{E}'_q = \frac{1}{T'_{do}}(\Delta E_{fd}-\frac{\Delta E'_q}{K_{3c}}-K_{4c}\Delta\delta+K_{11c}K_\gamma\Delta\omega)\,, \qquad \text{(IV-56)}$$

onde K_{3c}, K_{4c} e K_{11c} é dado por:

$$K_{3c} = (\frac{X_e+x'_d-X_c(\gamma)}{X_e+x_d-X_c(\gamma)})\,;$$

$$K_{4c} = \frac{(x_d-x'_d)V_\infty\sin(\delta_o)}{X_e+x'_d-X_c(\gamma)}\,; \qquad \text{(IV-57)}$$

$$K_{11c} = \frac{(x_d - x'_d)(-E'_q + V_\infty \cos(\delta_o)}{(X_e + x'_d - X_c(\gamma))^2}.$$

Pode-se verificar em (IV-57) que K_{4c} e K_{11c} dependem do carregamento do sistema, enquanto que em K_{3c} não há tal dependência. Assim, o GCSC influenciará na tensão interna do gerador dependendo do ponto de operação do sistema.

A Figura IV-12 mostra o diagrama de blocos do modelo linear da máquina síncrona conectada a uma barra infinita através de uma linha compensada com o GCSC. Esta figura mostra que o GCSC além de influenciar no torque elétrico, também influência a tensão interna e a tensão terminal da máquina. Em (IV-58) é mostrada na forma de espaço de estados o modelo apresentado na Figura IV-12.

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{E}'_q \\ \Delta\dot{E}_{fd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{K_7 K_\gamma}{M} & -\frac{K_1}{M} & -\frac{K_2}{M} & 0 \\ 377 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{K_{11} K_{\gamma 1}}{T'_{do}} & -\frac{K_4}{T'_{do}} & -\frac{1}{K_3 T'_{do}} & \frac{K_r K_A}{T'_{do}} \\ -\frac{K_r K_{10} K_{\gamma 1}}{T_r} & -\frac{K_r K_5}{T_r} & -\frac{K_r K_6}{T_r} & -\frac{1}{T_r} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{fd} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \Delta T_m \qquad \text{(IV-58)}$$

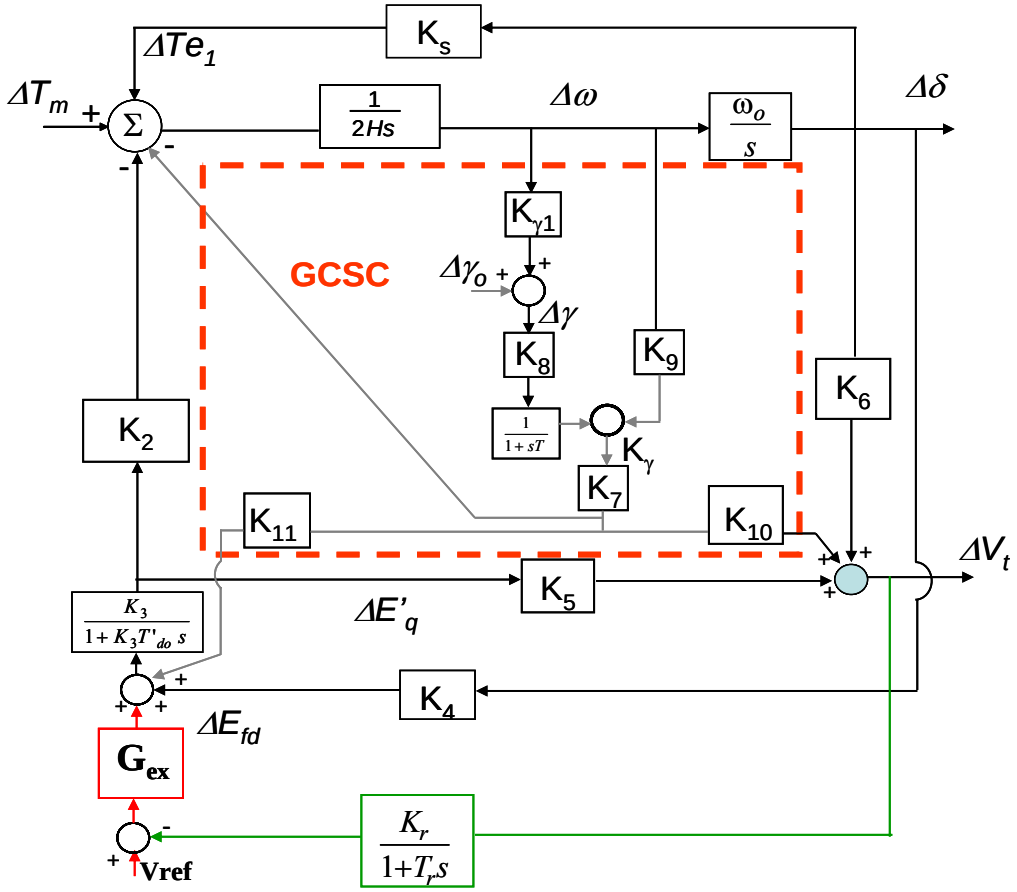


Figura IV-12: Diagrama em blocos da máquina síncrona com o GCSC conectado no sistema.

IV.4 Máquina Síncrona com PSS Conectada a uma Barra Infinita Através de uma Linha Compensada com o GCSC

A maioria das máquinas síncronas conectadas ao sistema de potência contém, além do controle de tensão, o estabilizador de sistema de potência (PSS - ***P**ower **S**ystem **S**tabilazer*). O PSS tem como função básica aumentar o amortecimento da máquina síncrona através do controle de excitação [42]. A Figura IV-13 mostra o diagrama de blocos da máquina síncrona com o AVR, PSS e com a linha de transmissão do sistema MBI compensado pelo GCSC. A Figura IV-13 é uma extensão da Figura IV-12.

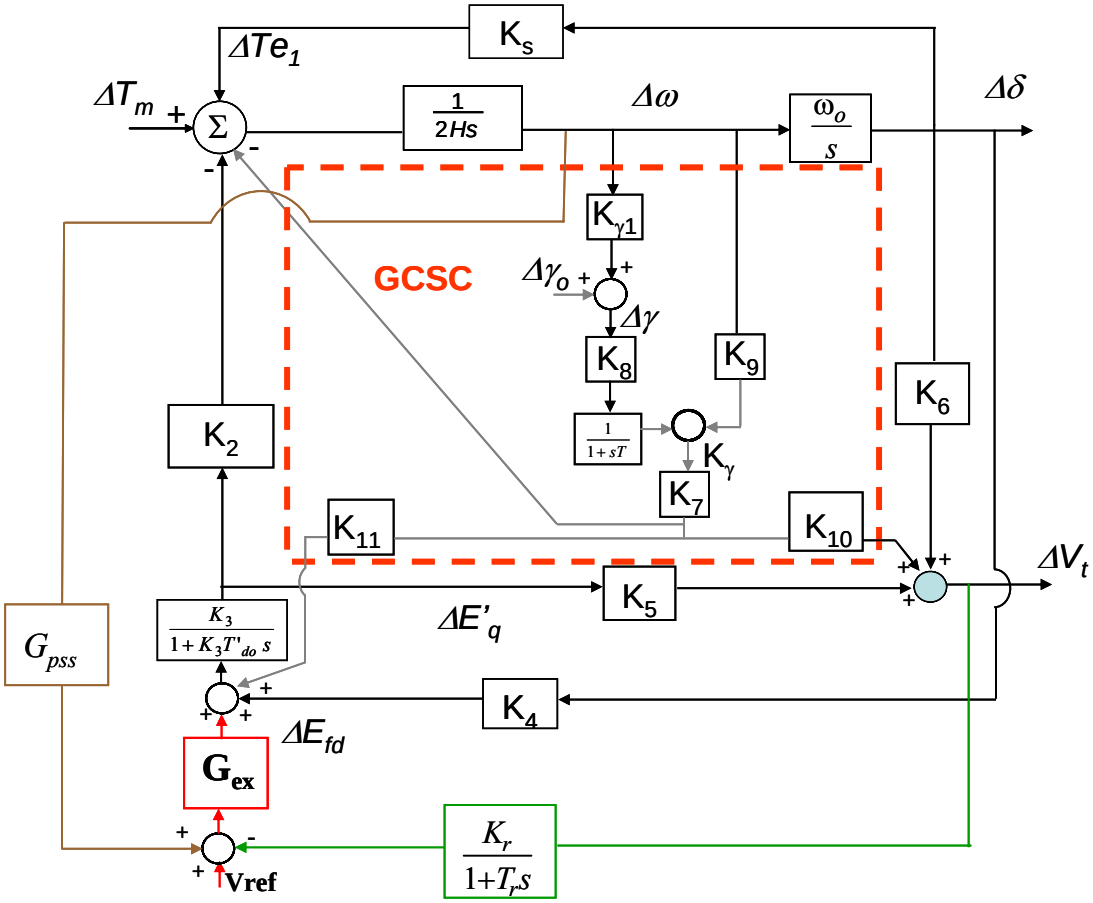


Figura IV-13: Diagrama em blocos da máquina síncrona com AVR, PSS e o GCSC conectado ao sistema.

Verifica-se na Figura IV-13 que o *PSS* adiciona um sinal na entrada da função de transferência da excitatriz (G_{ex}) através de uma realimentação do desvio de velocidade da máquina $\Delta\omega$. Como, foi apresentado anteriormente, um sinal alimentado diretamente de $\Delta\omega$ resultará em um amortecimento do torque da máquina.

A Figura IV-14 mostra o diagrama de blocos do sistema de excitação da máquina juntamente com a estrutura básica do PSS e o AVR. Verifica-se nesta figura que o PSS consiste de três blocos: bloco de compensação de fase, bloco *washout* e um bloco de ganho. O bloco de compensação de fase é composto por um compensador avanço-atraso (*Lead-Lag*) que tem a função de compensar a fase entre a entrada da excitratiz e o torque elétrico. Neste trabalho foi considerado apenas um bloco de primeira ordem para

o compensador, mas na prática são necessários dois ou mais blocos para se ter a compensação desejada. O bloco *washout* funciona como um filtro passa alta com uma constante de tempo T_w elevado o bastante (normalmente entre 1 a 20 segundos) para entrar em operação somente quando há variações de velocidade. O bloco K_{pss} dá o ganho de amortecimento do PSS. Maiores detalhes de projetos e funcionamentos do PSS podem ser encontrados em Kundur [42], Martins [54] e Ferraz [55].

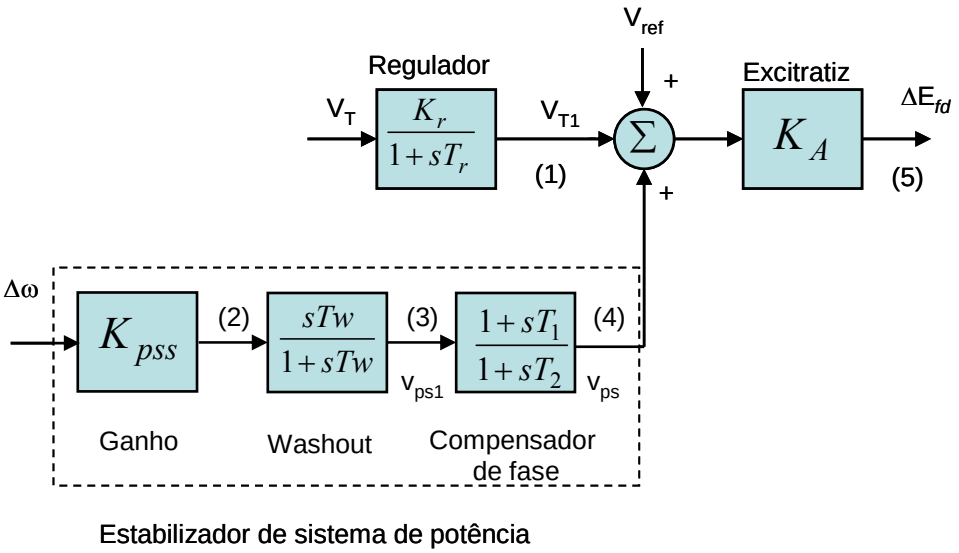


Figura IV-14: Diagrama em blocos da máquina síncrona com o GCSC conectado no sistema.

O modelo completo no espaço de estados, incluindo o PSS e considerando $\Delta T_m = 0$, é dado por:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{E}'_q \\ \Delta\dot{E}_{fd} \\ \Delta\dot{v}_2 \\ \Delta\dot{v}_{ps} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{21} & a_{31} & 0 & 0 & 0 \\ a_{21} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & a_{32} & a_{33} & a_{34} & 0 & a_{44} \\ 0 & a_{42} & a_{43} & a_{44} & 0 & 0 \\ a_{51} & a_{52} & a_{53} & 0 & a_{55} & 0 \\ a_{61} & a_{62} & a_{63} & 0 & a_{65} & a_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{fd} \\ \Delta E_{v_2} \\ \Delta V_{ps} \end{bmatrix}, \qquad \text{(IV-59)}$$

onde a_{mn} são os termos da matriz de espaço de estados. Em (IV-59) o termo a_{44} e os termos das linhas que correspondem as variáveis de estado v_2 e v_{ps} são determinados a

seguir.

Através do diagrama de blocos da Figura IV-14 obtém-se as expressões do MBI com o PSS e GCSC, onde:

$$\Delta v_{p_{s1}} = \frac{sT_w}{1+sT_w}(K_{pss}\Delta\omega)\,. \qquad \text{(IV-60)}$$

Deste modo,

$$\Delta \dot{v}_{p_{s1}} = K_{pss}s\Delta\omega - \frac{1}{T_w}\Delta v_{p_{s1}}\,. \qquad \text{(IV-61)}$$

Substituindo $s\Delta\omega$ (obtido (IV-58)) em (IV-61) tem-se:

$$\Delta \dot{v}_{p_{s1}} = K_{pss}\left[a_{11}\Delta\omega + a_{12}\Delta\delta + a_{13}\Delta E'_q\right] - \frac{1}{T_w}\Delta v_{p_{s1}}\,. \qquad \text{(IV-62)}$$

Rearranjando (IV-62) obtém-se:

$$\Delta \dot{v}_{p_{s1}} = a_{51}\Delta\omega + a_{52}\Delta\delta + a_{53}\Delta E'_q + a_{55}\Delta v_{p_{s1}}\,, \qquad \text{(IV-63)}$$

onde:

$$a_{51} = -\frac{K_{pss}K_{7c}K_{\gamma}}{2H}, a_{52} = -\frac{K_1K_{pss}}{2H}, a_{53} = -\frac{K_2K_{pss}}{2H}, a_{55} = -\frac{1}{T_w}\,.$$

Como Δv_{ps1} não está em função de ΔV_{T1} , $a_{54} = a_{56} = 0$.

Através do diagrama de blocos da Figura IV-12, tem-se:

$$\Delta v_{ps} = \Delta v_{p_{s1}}\left(\frac{1+sT_1}{1+sT_2}\right). \qquad \text{(IV-64)}$$

Rearranjando (IV-64) tem-se:

$$\Delta\dot{v}_{ps} = \frac{T_1}{T_2} s\Delta v_{ps1} + \frac{1}{T_2}\Delta v_{ps1} - \frac{1}{T_2}\Delta v_{ps} \,. \tag{IV-65}$$

Substituindo $s\Delta v_{ps1}$ em (IV-65) tem-se:

$$\Delta\dot{v}_{ps} = a_{61}\Delta\omega + a_{62}\Delta\delta + a_{63}\Delta E'q + a_{65}\Delta vp_{s1} + a_{66}\Delta v_{ps} \,, \tag{IV-66}$$

onde:

$$a_{61} = -\frac{T_1}{T_2}\frac{K_{pss}K_{7c}K_{\gamma}}{2H}, a_{62} = -\frac{T_1}{T_2}\frac{K_1K_{pss}}{2H}, a_{63} = -\frac{T_1}{T_2}\frac{K_2K_{pss}}{2H}, a_{65} = -\frac{T_1}{T_2}\frac{1}{T_w} + \frac{1}{T_2}, a_{66} = -\frac{1}{T_2}$$

A matriz de espaços de estados do sistema da Figura IV-13 é dada por:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{E}'_q \\ \Delta\dot{E}_{fd} \\ \Delta\dot{v}_2 \\ \Delta\dot{v}_{ps} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{K_7K_{\gamma}}{M} & -\frac{K_1}{2H} & -\frac{K_2}{2H} & 0 & 0 & 0 \\ 377 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{K_{11}K_{\gamma}}{T'do} & \frac{K_4}{T'_{do}} & \frac{1}{K_3T'_{do}} & \frac{1}{T'_{do}} & 0 & 0 \\ \frac{K_rK_{10}K_{\gamma}}{T_r} & -\frac{K_rK_5}{T_r} & -\frac{K_rK_6}{T_r} & \frac{1}{T_r} & 0 & \frac{KA}{K_3T'_{do}} \\ \frac{K_{pss}K_7K_{\gamma}}{M} & \frac{K_{pss}K_1}{M} & \frac{K_{pss}K_2}{M} & 0 & \frac{1}{T_w} & 0 \\ \frac{T_1K_{pss}K_7K_{\gamma}}{T_2M} & \frac{T_1K_{pss}K_1}{T_2M} & \frac{T_1K_{pss}K_2}{T_2M} & 0 & \frac{T_1}{T_2}(\frac{1}{T_2}+\frac{1}{T_w}) & \frac{-1}{T_2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \\ \Delta E'_q \\ \Delta E_{fd} \\ \Delta v_2 \\ \Delta v_{ps} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \Delta T_m$$

(IV-67)

A inserção do PSS aumenta a matriz de espaço de estado do sistema conforme pode ser verificado em (IV-67). Contudo, o mesmo não ocorre com a inserção do GCSC conforme foi apresentado na Seção III.2.2.

IV.4.1 Exemplos de Aplicação do Sistema MBI com AVR, PSS e GCSC

Nesta seção são apresentados alguns resultados do sistema MBI com o GCSC através das equações deduzidas nas seções anteriores. Os pontos iniciais de operação do sistema foram apresentados em Anderson e Fouad [43] e Kundur [42]. Nos dois

primeiros pontos de operação (Caso 1 e Caso 2) é considerado carregamento leve e pesado no sistema MBI. No terceiro ponto de operação (Caso 3) o sistema MBI opera em conjunto com o AVR e PSS. Neste caso, o sistema é analisado em três situações: 1-máquina sem controladores, 2- MBI com AVR, 3-MBI com AVR mais GCSC e 4-MBI com AVR, GCSC e PSS.

Na Tabela IV-3 é mostrada os valores iniciais dos casos bem como os valores dos parâmetros do AVR e PSS.

Tabela IV-3: Parâmetros dos sistemas exemplos

Variáveis	Caso 1	Caso 2	Caso 3
Parâmetros da Máquina (pu)			
i_{fo}	2,8259	2,979	
I_{do}	-0,9185	-1,212	0,8342
I_{qo}	0,4047	0,385	0,4518
V_{do}	-0,6628	-0,631	0,6836
V_{qo}	0,97670	0,776	0,7298
V	1,172	1,00	1,00
V_∞	1,000	1,00	1,00
δ	53,736°	66,995°	43,13°
H	4,0	4,0	3,5
T'_{do} (s)	5,90	5,90	8,0
Parâmetros da Linha (pu)			
x_d	1,70	1,70	1,81
x'_d	0,245	0,245	0,3
x_q	1,640	1,640	1,76
X_e	0,40	0,40	0,65
Parâmetros do AVR			
K_r		1,0	
T_r (s)		0,08	
Parâmetros do PSS			
Ganho K_{pss}	T_w (s)	T_1 (s)	T_2 (s)
9,5	1,4	0,154	0,033

Na Tabela acima não foi colocado o valor do ganho da excitatriz (K_A) pois a sua influência será investigada a seguir.

O GCSC utilizado compensa 10%, 30% e 50% da reatância total da linha de transmissão dos casos mostrados acima. Os ângulos de corte para cada nível de compensação são mostrados na Tabela IV-4. O ângulo de corte é o mesmo para os Casos 1 e 2 uma vez que a reatância total do sistema ($X_T = x'_d + X_e$) tem o mesmo valor.

Tabela IV-4: Ângulo de corte do GCSC.

$X_c(\gamma)$	Caso 1	Caso 3
10%	142,0°	136,0°
30%	124,0°	115,0°
50%	111,0°	98,0°

IV.4.1.1 Efeito do GCSC operando em malha aberta nas componentes de torque sincronizante e de amortecimento

Conforme foi apresentado na Seção IV-2.2 e em Kundur [42] o torque elétrico em uma freqüência de oscilação do rotor é acompanhada de um torque de amortecimento e sincronizante. A análise do torque de amortecimento e sincronizante são úteis para o entendimento da natureza das oscilações eletromecânicas em sistemas elétricos de potência.

A contribuição do GCSC nas componentes de torque sincronizante e de amortecimento em uma máquina síncrona contendo um regulador de tensão (AVR) é apresentada nesta seção através de uma avaliação numérica.

Na Figura IV-12 pode-se verificar que a variação da tensão interna da máquina ($\Delta E'_q$) é influenciada tanto pelo AVR quanto pelo GCSC.

A influência do AVR e do GCSC é verificada inicialmente considerando-se o valor do ganho do AVR unitário (K_r=1) e sua constante de tempo igual à 0.02 (T_r=0.02 s). O sistema de excitação (G_x) é representado apenas como um ganho K_A. Considerando as constantes definidas na seção IV.3.2 as equações do sistema MBI podem ser reescritas como:

$$\Delta T_e = K_{1c}\Delta\delta + K_{2c}\Delta E'_q + K_{7c}K_\gamma\Delta\omega$$

$$\Delta E'_q = \frac{K_{3c}K_A}{1+sK_{3c}T'_{do}}\Delta E_{fd} - \frac{K_{4c}K_{3c}}{1+sK_{3c}T'_{do}}\Delta\delta + \frac{K_{11c}K_{3c}K_\gamma}{1+sK_{3c}T'_{do}}\Delta X_c(\gamma),$$

$$\Delta V_t = K_5\Delta\delta + K_6\Delta E'_q + K_{10}K_\gamma\Delta\omega \qquad \text{(IV-68)}$$

$$\Delta E_{fd} = -\frac{K_r}{1+T_r s}\Delta V_t.$$

Substituindo as expressões da variação da tensão terminal (ΔV_t) e da variação da tensão de campo da máquina (ΔE_{fd}) na variação da tensão interna da máquina ($\Delta E'_q$), tem-se :

$$\Delta\dot{E}'_q = \frac{-(K_{5c}K_rK_{3c} + K_{3c}K_{4c}(1+T_rs)\Delta\delta) - (K_{10}K_\gamma K_{3c}K_r - K_{11}K_\gamma K_{3c}(1+T_rs)\Delta\omega)}{((1+K_{3c}K_{6c}K_r) + (K_{3c}T_{do}+T_r)s + K_{3c}T_{do}T_rs^2)}. \qquad \text{(IV-69)}$$

Substituindo (IV-69) na expressão da variação do torque elétrico ΔT_e em (IV-68), obtêm-se a variação do torque elétrico em função do AVR e do GCSC sem um controle específico, e é dado por:

$$\Delta T_e = K_1\Delta\delta + \frac{-K_2(K_AK_5 + K_4(1+T_rs))\Delta\delta - K_2(K_AK_{10}K_\gamma - K_{11}K_\gamma(1+T_rs))\Delta\omega}{s^2T_{do}T_r + (T_{do}+\frac{T_r}{K_3})s + (\frac{1}{K_3}+K_AK_6)} + K_7K_\gamma\Delta\omega. \qquad \text{(IV-70)}$$

IV.4.1.1.1 Análise do torque sincronizante em regime permanente com o GCSC operando em malha aberta

Para a análise do torque sincronizante no sistema MBI com o GCSC em regime permanente é considerado que uma pequena variação do ângulo de carga ($\Delta\delta$) não cause uma variação da freqüência ($\Delta\omega\cong 0$). Assim, a análise do efeito do torque sincronizante no sistema MBI é realizado através de (IV-70) considerando $s = j\omega \rightarrow 0$ e reescrevendo-a, tem-se:

$$\Delta T_e = (K_1 + \underbrace{\frac{K_2(K_A K_5 + K_4)}{(\frac{1}{K_3} + K_A K_6)}}_{Kst})\Delta\delta \qquad \text{(IV-71)}$$

Verifica-se em (IV-71) que, em regime permanente, o torque sincronizante depende apenas dos parâmetros do sistema MBI. Contudo, estes parâmetros têm os seus valores modificados com a compensação realizada pelo GCSC, conforme foi mostrado de (IV-51) a (IV-57), e deste modo contribuindo indiretamente no torque sincronizante.

Em (IV-71), o ganho K_5 determina o comportamento do torque sincronizante em regime permanente uma vez que apenas este ganho pode ser modificado como será mostrado mais a frente, ao sistema MBI quando este não se encontra compensado com o GCSC.

As Tabela IV-5 a IV–17 mostram a influência dos valores do ganho da excitação K_A no torque sincronizante quando o sistema atinge o regime permanente. O termo $K_{st}(_{AVR})$ representa a contribuição do AVR no torque sincronizante sem compensação no sistema. O termo K_{st} *(GCSC)* representa o valor dos parâmetros do sistema compensado pelo GCSC.

Pode-se verificar que nos casos sem compensação e com K_A = 0 o torque sincronizante total (K_s= K_1+K_{st}) é menor nos casos com compensação. Deste modo, verificou-se que o GCSC indiretamente aumenta o torque sincronizante em regime permanente. A influência do GCSC no torque de amortecimento no sistema será mostrado na próxima seção.

Tabela IV-5: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante sem GCSC K_1=1,0540 (Caso 1), K_5= -0,0602

K_A	$K_{st(AVR)}$	$K_s=K_1+K_{st}(\text{AVR})$	autovalores
0	-0,6428	0,4112	λ_1= -12.5000 λ_2,λ_3=-0.1680 ± *j* 7.0386 λ_4= -0.2983
4,0	-0,3474	0,7066	λ_1, λ_2= -0.1856 ±j 7.0383 λ_3=-0.6591 λ_4= -12.1041
9,0	-0.1889	0,8651	λ_1, λ_2= -0.2085 ± j 7.0360 λ_3=-1.1492 λ_4= -11.5680
52,0	0,0608	1,1148	**λ_1, λ_2= 0.3856 ± j 6.8874** **λ_3,λ_4= -6.1816 ± j 4.8175**

A Tabela IV-6 mostra que o aumento do ganho da excitação variando de 0 a 9 e com 10% de compensação introduz um torque sincronizante negativo maior do que no sistema sem compensação mostrado na Tabela IV-5. Isto mostra que o sistema fica mais dependente da variação do ganho de excitação. O sistema compensado também fica instável com o ganho de excitação igual a 52, ocorrendo o mesmo com o sistema sem compensação (Tabela IV-5). Assim, foi verificado que o GCSC operando em malha aberta não diminui a influência do AVR.

Tabela IV-6: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC $X_c(\gamma)$=0,1, K_1= 1,2043 e K_5 =-0,0960. (Caso 1)

K_A	$K_{st(GCSC)}$	$K_s=K_1+K_{st}(\text{GCSC})$	autovalores
0	-0,7703	0,4341	λ_1= -12,5000 λ_2,λ_3=-0,2354±j 7,3298 λ_4= -0,3113
4,0	-0,4631	0,7412	λ_1, λ_2 = -0,2092 ±j 7,3097 λ_3=-0,6748 λ_4= -12,1889
9,0	-0,2493	0,9550	λ_1,λ_2= -0,1731 ± j7,2865 λ_3=-11,7718 λ_4= -1,1642
52,0	0,1955	1,3998	**λ_1,λ_2=0,2154 ± j 7,622** **λ_3,λ_4= -6,8565 ± j 3,7106**

As Tabela IV-7 e IV-8 mostram que com o aumento do nível de compensação do sistema para o caso 1 há também um maior um torque sincronizante negativo. Isto mostra que quanto maior o nível de compensação maior é a influência do valor de excitação na estabilidade do sistema.

Tabela IV-7: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC $X_c(\gamma)$=0,3 pu, K_1= 1,3696 e K_5 = -0,1392. (Caso 1)

K_A	$K_{st(GCSC)}$	$K_s=K_1+K_{st(GCSC)}$	autovalores
0	-0,9153	0,4542	λ_1= -12,5000 λ_2,λ_3=-0,3742 ±j 8,0930 λ_4= -0,3466
4,0	-0,5613	0,8083	λ_1,λ_2= -0,3275±j 8,0610 λ_3=-12,2339 λ_4= -0,7061
9,0	-0,2824	1,0872	λ_1,λ_2=-0,2642 ± j8,0242 λ_3=-12,2339 λ_4= -0,7061
52,0	0,4058	1,7754	**λ_1,λ_2=0,3913 ± j 7,9602** λ_3,λ_4=-7,1887+ j 3,1101

Tabela IV-8: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC $X_c(\gamma)$=0,5 pu, K_1= 1,7389 e K_5 = -0,2598 (Caso 1).

K_A	$K_{st(GCSC)}$	$K_s=K_1+K_{st(GCSC)}$	autovalores
0	-1,2968	0,4897	λ_1= -12,500 λ_2,λ_3=-0,6564±j9,1883 λ_4= -0,3971
4,0	-0,8282	0,9584	λ_1,λ_2=-0,5740 ±j9,1343 λ_3=-12,3031 λ_4= -0,7587
9,0	-0,3492	1,308	λ_1,λ_2= -0,4640 ±j 9,0718 λ_3=-12,0410 λ_4=-1,2408
52,0	1,6287	3,4152	**λ_1,λ_2= 0,6322 ± j 8,9049** λ_3,λ_4=-7,1887± j 3,1101

A Tabela IV-9 mostra os autovalores do sistema para o caso 2 com a máquina com o controlador AVR, mas sem nenhuma compensação série na linha. Verifica-se neste caso que mesmo o valor do ganho K_5 sendo positivo, não foi alterado o

comportamento do torque sincronizante em relação ao caso 1. Assim, a influência do AVR (K_{st}) no torque sincronizante é o mesmo que no caso 1, ou seja, aumentado-se o ganho da excitação menor é o torque sincronizante como pode ser verificado na Tabela IV-9. Contudo, neste caso, há uma maior faixa de variação do ganho de excitação, pois mesmo com o valor de K_A igual a 52, o sistema é estável.

Tabela IV-9: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante sem GCSC K_1=1,4058 (Caso 2), K_5= 0,0210.

K_A	K_{st} $(_{AVR})$	K_s=K_1+K_{st}(AVR)	autovalores
0	-0,7148	0,6920	λ_1= -12,5000 $\lambda_2,\lambda_{,3}$=-0,1400 ±j 8,1321 λ_4= -0,3542
4,0	-0,4306	0,9753	$\lambda_{1,}\lambda_2$=-0,4893±j 10,2961 λ_3=-12,2510 λ_4= -0,8396
9,0	-0,2969	1,1090	$\lambda_{1,}\lambda_2$=-0,4176±j 10,2491 λ_3=-11,9176 λ_4=-1,3164
52,0	-0,1081	1,2977	**λ_1,λ_2=-0,3510±j 10,0382** **λ_3,λ_4=-7,3855± j 3,0610**

A Tabela IV-10 mostra que o GCSC altera o valor de K_5 em relação ao sistema sem compensação para o caso 2. Deste modo, K_5 é ligeiramente negativo. Contudo, este pequeno valor não foi o suficiente para modificar o comportamento do valor do torque sincronizante.

Nas Tabela IV-11 e IV-13 mostram que para o aumento da compensação no caso 2 ocorre também um aumento do torque sincronizante GCSC para um maior valor do ganho de excitação. Deste modo, o sistema apresenta um comportamento similar ao do caso1.

Tabela IV-10: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC $X_c(\gamma)$=0,1, K_1= 1,5117 e K_5 =-0,0026. (Caso 2).

K_A	K_{st} $(_{GCSC})$	K_s=K_1+K_{st}($_{GCSC}$)	autovalores
0	-0,7971	0,7146	λ_1= -12,5000 λ_2,$\lambda_{,3}$=-0,1962 ±j 8,4344 λ_4= -0,3713
4,0	-0,4918	1,0990	λ_1,λ_2=-0,1984 ±j 8,4285 λ_3=-0,8245 λ_4= -12,0422
9,0	-0,3313	1,1804	λ_1,λ_2=-0,2008 ±j 8,4205 λ_3=-1,4515 λ_4=-11,4105
52,0	-0,0829	1,4288	λ_1,λ_2=-0,1782 ± j 8,3398 λ_3,λ_4=-6,4536 ±j 5,7653

Tabela IV-11: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC $X_c(\gamma)$=0,3 K_1= 1,8058 e K_5 =- 0,0796. (Caso 2).

K_A	K_{st} $(_{GCSC})$	K_s=K_1+K_{st}($_{GCSC}$)	autovalores
0	-1,0386	0,7672	λ_1= -12,5000 λ_2,$\lambda_{,3}$=-0,3118 ±j 9,2209 λ_4= -0,4173
4,0	-0,6578	1,1480	λ_1,λ_2=-0,2942 ±j 9,2039 λ_3=-12,1202 λ_4= -0,8280
9,0	-0,4041	1,4018	λ_1,λ_2= -0,2698 ±j 9,1833 λ_3=-11,6132 λ_4= -1,3880
52,0	0,0961	1,9020	**λ_1,λ_2= 0,0319 ± j 9,0980** **λ_3,λ_4=-6,8024 ± j 4,8028**

Tabela IV-12: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC $X_c(\gamma)$=0,5 K_1= 2,2650 e K_5 =-0,2229. (Caso 2).

K_A	K_{st} $(_{GCSC})$	K_s=K_1+K_{st}($_{GCSC}$)	autovalores
0	-1,4420	0,8230	λ_1= -12,5000 λ_2,λ_3=-0,5431±j10,3354 λ_4= -0,4829
4,0	-0,9474	1,3176	λ_1,λ_2=-0,4893±j 10,2961 λ_3=-12,2510 λ_4= -0,8396
9,0	-0,4883	1,7707	λ_1,λ_2=-0,4176±j 10,2491 λ_3=-11,9176 λ_4=-1,3164
52,0	1,0297	3,2947	**λ_1,λ_2=0,3510± j 10,0382** **λ_3,λ_4=-7,3855± j 3,0610**

A Tabela IV-13 mostra os autovalores do sistema para o caso 3 com a máquina tendo o controlador AVR, mas sem nenhuma compensação. Neste caso o AVR tem um influência significante para tornar o sistema instável. Pode-se verificar nesta tabela que apenas com o ganho de excitação igual 9 o sistema é instável. O comportamento do torque sincronizante devido ao AVR (K_{st}) é o mesmo dos casos anteriores, ou seja, aumentado-se o ganho da excitação até um certo valor o torque sincronizante devido ao AVR é diminuído.

Tabela IV-13: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante sem GCSC K_1= 0,7413, K_5 = -0,2554 Caso 3.

K_A	$K_{st}(_{AVR})$	K_s=K_1+K_{st}($_{AVR}$)	autovalores
0	-0,5218	0,2151	λ_1= -50,00 λ_2,λ_3=-0,1139 ±j 6,3150 λ_4=-0,1443
4,0	-0,1103	0,6310	λ_1= -50,00 λ_2,λ_3=-0,0620 ±j 6,3070 λ_4=- 0,4885
9,0	0,1016	0,8429	λ_1= -49,455 **λ_2,λ_3=0,0036 ±j 6,3044** λ_4=-0,9239
52,0	0,4238	1,651	λ_1= -46,660 λ_2,λ_3=**0,4332 ±j 6,5189** λ_4=-4,5775

A Tabela IV-14 mostra que uma compensação de 10% no sistema, o comportamento do torque sincronizante pelo GCSC não é diferente para este caso sem compensação. Assim, com o ganho de excitação igual a 9 o sistema torna-se instável mesmo sendo compensado.

Tabela IV-14: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC $X_c(\gamma)$=0,1, K_1= 0.8126 e K_5 = -0.2793. (Caso 3)

K_A	$K_{st}(_{GCSC})$	$K_s=K_1+K_{st}(_{GCSC})$	autovalores
0	-0,79310	0,2540	λ_1= -50,00 $\lambda_2,\lambda_{,3}$=-0,2162±j6,5118 λ_4=-0,1476
4,0	-0,2680	0,7791	λ_1= -50,00 $\lambda_2,\lambda_{,3}$=-0,1274 ±j 6,503 λ_4=-0,441
9,0	0,1990	1,2461	λ_1= -49,7373 $\lambda_2,\lambda_{,3}$=**0,0159 ± j 6,501** λ_4=-0,8110
52,0	1,6170	2,6642	λ_1= -48,4392 $\lambda_2,\lambda_{,3}$=**0,7702 ±j 6,8020** λ_4=-3,6812

Nas Tabela IV-15 e IV-17 mostram que um sistema compensado com 30 e 50 % o sistema é estável com o ganho de excitação igual a 9. Este resultado mostra que o GCSC aumentou o margem de variação de ganho da excitação e torna o sistema mais estável, contudo não modifica o comportamento do torque sincronizante.

Tabela IV-15: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC $X_c(\gamma)$=0,3, K_1= 1,0472 e K_5 = -0,3577. (Caso 3).

K_A	$K_{st}(_{GCSC})$	$K_s=K_1+K_{st}(_{GCSC})$	autovalores
0	-0,5834	0,2292	λ_1= -50,00 $\lambda_2,\lambda_{,3}$=-0,3627 ±j 6,9751 λ_4=-0,1560
4,0	-0,1647	0,6479	λ_1= -50,00 $\lambda_2,\lambda_{,3}$= -0,2643 ±j 6,9662 λ_4=- 0,4885
9,0	0,1578	0,9704	λ_1= -50,00 $\lambda_2,\lambda_{,3}$=-0,1407±j6,9650 λ_4=- 0,4885
52,0	0,9277	1,7403	λ_1= -48,5879 $\lambda_2,\lambda_{,3}$= **0,7458 ±j7,2909** λ_4= -3,7851

Tabela IV-16: Autovalores do sistema para vários ganhos do AVR e do coeficiente sincrozinante com o GCSC $X_c(\gamma)$=0,5, K_1= 1,3378 e K_5 = -0,4543 (Caso 3)

K_A	$K_{st(GCSC)}$	$K_s=K_1+K_{st(GCSC)}$	autovalores
0	-1,0628	0,2750	λ_1= -50,00 $\lambda_2,\lambda_{,3}$=-0,5881±j7,523 λ_4=-0.1662
4,0	-0.4171	0,9207	λ_1=49.9090 $\lambda_2,\lambda_{,3}$=-0.4773±j 7.514 λ_4=- 0.4787
9,0	0,2430	1,1509	λ_1=-49.7947 $\lambda_2,\lambda_{,3}$=-0.3378±j7.5142 λ_4=-0.8720
52,0	2,9798	4,3106	λ_1=-48,7874 $\lambda_2,\lambda_{,3}$=0,6783±j 7,878 λ_4= -3,9115

As Tabelas referentes aos casos 1 e 2 mostraram que o GCSC operando em malha aberta não consegue diminuir a influência do AVR em tornar o sistema instável. No caso 3 foi verificado que o aumento do nível de compensação devido ao GCSC pode aumentar a faixa de variação do ganho de excitação sem que o sistema fique instável. Contudo, foi verificado também para este caso que o GCSC não consegue diminuir a influência do AVR.

IV.4.1.1.2 Análise do torque sincronizante e de amortecimento em regime transitório com o GCSC operando em malha aberta

Na seção anterior foi verificada a influência indireta do GCSC no torque sincronizante do sistema de potência em regime permanente variando o ganho da excitação da máquina. Contudo, pelos autovalores mostrados nas tabelas acima, não é possível verificar a parcela de contribuição do GCSC e do AVR no torque sincronizante e de amortecimento do sistema.

Assim, esta seção tem o objetivo de avaliar a contribuição do GCSC e do AVR no torque sincronizante e de amortecimento no sistema em regime transitório. A avaliação é realizada através de um exemplo numérico aplicado na expressão da variação do torque elétrico definido em (IV-70).

O caso 1 da Tabela IV-6 foi escolhido como base para demonstrar as contribuições do torque sincronizante e de amortecimento tanto pelo GCSC quanto pelo AVR. Os cálculos são realizados a partir dos autovalores apresentados na Tabela IV-6. A análise para os outros valores de ganho de excitação e de níveis de compensação do GCSC é apresentada nas Tabelas de IV-18 a IV-27. Assim, para caso 1 com o ganho da excitação K_A=9,0 com 10% de compensação, os autovalores do sistema são:

$\lambda_1,\lambda_2 = -0{,}1731 \pm j7{,}2865$
$\lambda_3 = -11{,}7718$
$\lambda_4 = -1{,}6435$

Os autovalores mostram que o sistema MBI é estável operando com o AVR e o GCSC. A contribuição para o torque de amortecimento tanto do AVR como do GCSC neste caso exemplo é mostrado a seguir.

A contribuição do AVR no torque elétrico ($\Delta T_e|_{AVR}$) pode ser avaliada através do diagrama de blocos da Figura IV-12 e é dada por :

$$\Delta T_e\big|_{AVR} = \frac{-K_2(K_A K_5 + K_4(1+T_r s))}{s^2 T_{do} T_r + (T_{do} + \frac{T_r}{K_3})s + (\frac{1}{K_3} + K_r K_6)} \Delta\delta . \qquad \text{(IV-72)}$$

Assim, substituindo os autovalores e as constantes em (IV-72) obtém-se a influência do AVR no torque elétrico ($\Delta T_e|_{AVR}$), que é dado por :

$$\Delta T_e\big|_{AVR} = -0{,}0150\,\Delta\delta - 0{,}0416\,(j\Delta\delta) . \qquad \text{(IV-73)}$$

O termo $j\Delta\delta$ em (IV-73) pode ser encontrado através do desvio de velocidade dado por Kundur [56]:

$$\begin{aligned} \Delta\omega &= \frac{s\Delta\delta}{\omega_o} \\ &= \frac{(-0{,}17311 - j7{,}2865)\Delta\delta}{377} \end{aligned} . \qquad \text{(IV-74)}$$

Rearranjando (IV-74) obtém-se :

$$j\Delta\delta = -\frac{377}{7{,}2865}\Delta\omega - \frac{0{,}17311}{7{,}2865}\Delta\delta\,. \qquad \text{(IV-75)}$$

Finalmente, substituindo (IV-75) em (IV-73), obtém-se o valor do torque elétrico em relação ao AVR:

$$\Delta T_e\big|_{AVR} = -0{,}0141\Delta\delta + 2{,}1534\Delta\omega\,. \qquad \text{(IV-76)}$$

Assim, o coeficiente do torque sincronizante K_{st}(AVR) e de amortecimento K_{Dt}(AVR) devido ao AVR são:

K_{st}(AVR) = -0,0141 pu;

K_{Dt}(AVR) = 2,1534 pu

Neste caso, pode-se verificar que o AVR não contribui para o torque sincrozinante da máquina, contudo contribui para o amortecimento do torque elétrico.

A influência do GCSC, operando em malha aberta, no torque elétrico ($\Delta T_e|_{\text{GCSC}}$), da máquina é investigada também através do diagrama da Figura IV-12, onde é dado por:

$$\Delta T_e\big|_{GCSC} = \frac{-K_2(K_A K_{10} K_\gamma - K_{11} K_\gamma (1+T_r s))}{s^2 T_{do} T_r + (T_{do} + \frac{T_r}{K_3})s + (\frac{1}{K_3} + K_A K_6)}\Delta\omega. \qquad \text{(IV-77)}$$

Assim, substituindo os autovalores em (IV-77) têm-se a influência do GCSC no torque elétrico dado por:

$$\Delta T_e\big|_{GCSC} = 0{,}0282\Delta\delta - 0{,}0056\, j\Delta\omega. \qquad \text{(IV-78)}$$

O termo $j\Delta\omega$ em (IV-78) pode ser também encontrado através do desvio de velocidade [56]. Substituindo o autovalor no desvio de velocidade e multiplicando o operador j em (IV-74), tem-se:

$$
\begin{aligned}
j\Delta\omega &= j\frac{s\Delta\delta}{\omega_o} \\
&= j\frac{\left(-0{,}1731 - j7{,}2865\right)\Delta\delta}{377} \\
&= 0{,}0193\Delta\delta - \frac{0{,}1731 j\Delta\delta}{377} \\
&= 0{,}0193\Delta\delta - \frac{0{,}1731}{377}\left(-\frac{377}{7{,}2865}\Delta\omega - \frac{0{,}1731}{7{,}2865}\Delta\delta\right) \\
&= 0{,}0193\Delta\delta + 0{,}0203\Delta\omega
\end{aligned}
\qquad \text{(IV-79)}
$$

Substituindo (IV-79) em (IV-78) obtém-se:

$$
\Delta T_e\big|_{GCSC} = -1{,}88508\cdot 10^{-4}\Delta\delta + 0{,}0281\Delta\omega\,. \qquad \text{(IV-80)}
$$

Assim, o coeficiente do torque sincronizante K_{st}(GCSC) e de amortecimento K_{Dt}(GCSC) devido ao GCSC são:

K_{st}(GCSC)=1,885.10^{-4} pu;

K_{Dt}(GCSC)=0,0281 pu

O coeficiente do torque sincronizante e de amortecimento total, ou seja, devido a influência do AVR e GCSC são iguais a:

$K_s = K_1 + K_{st(AVR)} + K_{st(GCSC)}$

$K_{s=}$ 1,1421-0,0141+1,885.10^{-4}

K_s= 1,1279 pu

$K_D = K_7 K\gamma + K_{D(AVR)} + K_{D(GCSC)}$

K_D = 0,7741+2,1534+0,0281

K_D = 2,9556 pu

Substituindo-se os valores acima de K_s e K_D em (IV-38) obtém-se o valores da freqüência natural (ω) e a taxa de amortecimento (ζ), que são dadas por :

$$\omega = \sqrt{\frac{K_s \omega_o}{2H}} = 8{,}5159\ rad/s$$

$$\zeta = \frac{1}{2}\frac{K_D}{\sqrt{K_s 2H\omega_o}} = 0{,}0253.$$

Os valores calculados acima de ω e ζ são iguais aos autovalores calculados anteriormente.

Nas tabelas apresentadas a seguir estão sintetizados os valores dos termos relacionados aos coeficientes sincronizante e de torque do AVR e do GCSC. Vale lembrar que os cálculos foram realizados seguindo o mesmo procedimento mostrado no exemplo acima.

Nas Tabela IV-17 a IV-20 são mostrados os valores dos termos relacionados ao coeficiente sincronizante e de amortecimento do AVR e do GCSC para o caso 1. A Tabela IV-17 mostra que os termos relacionados ao AVR tem maior do que o GCSC com a variação do ganho de excitação. Deste modo, o aumento do ganho da excitação faz com que o AVR tenha maior influência na estabilidade do sistema.

Na Tabela IV-18 é mostrado que o valor do termo relacionado ao torque sincronizante pelo AVR é maior do que ao do GCSC. Contudo, com o aumento do ganho da excitação, o valor do termo relacionando ao torque de amortecimento do GCSC tem aproximadamente o mesmo valor do AVR. Este resultado mostra que o GCSC mesmo operando em malha aberta, tem uma contribuição no amortecimento do sistema.

A Tabela IV-19 mostra que o termo relacionado ao torque de amortecimento K_D do GCSC é igual ou maior do que o do AVR. Deste modo, o GCSC contribui mais para

o amortecimento do que o AVR, contudo o torque sincronizante continua tendo maior influencia do AVR.

Tabela IV-17: Nível de compensação do GCSC $X_c(\gamma)$=0,1 (Caso 1).

K_A	$K_{st(AVR)}$	$K_{D(AVR)}$	$K_{st(GCSC)}$	$K_{D(GSCC)}$	ζ
0	0	2,99	0	0,817	0,032
4.0	-0,007	2,63	0	0,807	0,0295
9.0	-0,0141	2,15	0	0,8022	0,0253
52.0	-0,0324	-3,2322	0,23	0,7987	-0,0210

Tabela IV-18: Nível de compensação do GCSC $X_c(\gamma)$=0,3 (Caso 1).

K_A	$K_{st(AVR)}$	$K_{D(AVR)}$	$K_{st(GCSC)}$	$K_{D(GSCC)}$	ζ
0	0,0	3,90	-0,0019	2,203	0,0472
4,0	-0,011	3,208	-0,0011	2,108	0,0424
9,0	-0,0244	2,4399	0,0	2,1678	0,0359
52,0	-0,0656	-6,5255	0,0016	2,1253	-0,0324

Tabela IV-19: Nível de compensação do GCSC $X_c(\gamma)$=0,5 (Caso1).

K_A	$K_{st(AVR)}$	$K_{D(AVR)}$	$K_{st(GCSC)}$	$K_{D(GSCC)}$	ζ
0	0,0063	5,4672	-0,0058	5,3971	0,0740
4,0	-0,0187	4,4203	-0,0032	5,3378	0,0669
9,0	-0,0471	3,0110	0,0016	5,2794	0,0359
52,0	-0,001543	-11,5510	0,0480	4,9503	-0,0324

As Tabela IV-20 a IV-23 mostram os valores dos termos relacionados aos coeficientes sincronizante e de amortecimento do AVR e do GCSC para o caso 2. Estas tabelas mostram o comportamento do AVR e do GCSC similar ao caso anterior. Assim, verifica-se que o GCSC tem maior influência no torque de amortecimento do que o AVR. Mas, para o torque sincronizante o AVR tem maior influência do que o GCSC.

Tabela IV-20: Nível de compensação do GCSC $X_c(\gamma)$=0,1 (Caso2).

K_A	$K_{st(AVR)}$	$K_{D(AVR)}$	$K_{st(GCSC)}$	$K_{D(GSCC)}$	ζ
0	-0,0014	2,5133	0,0	0,6522	0,0235
4,0	-0,0033	2,5498	0,0	0,6493	0,0237
9,0	-0,0059	2,5892	0,0	0,6460	0,0240
52,0	-0,0337	2,3954	0,0017	0,6493	0,0228

Tabela IV-21: Nível de compensação do GCSC $X_c(\gamma)$=0,3 (Caso2).

K_A	$K_{st(AVR)}$	$K_{D(AVR)}$	$K_{st(GCSC)}$	$K_{D(GSCC)}$	ζ
0	0,0	3,3403	-0,0012	1,7343	0,0344
4,0	-0,0077	3,1155	0,0	1,7214	0,0328
9,0	-0,0160	2,8038	0,0	1,7063	0,0307
52,0	-0,0633	2,3954	0,0107	1,6863	0,0033

Tabela IV-22: Nível de compensação do GCSC $X_c(\gamma)$=0,5 (Caso2).

K_A	$K_{st(AVR)}$	$K_{D(AVR)}$	$K_{st(GCSC)}$	$K_{D(GSCC)}$	ζ
0	0,0018	4,1524	-0,0042	4,8021	0,0542
4,0	-0,0172	4,1296	-0,0018	4,1087	0,050
9,0	-0,0403	4,0548	0,0044	3,2285	0,0444
52,0	-0,1667	-6,7636	0,0444	3,7375	-0,0188

As Tabela IV-23 a IV-26 mostram os valores dos termos relacionados aos coeficientes sincronizante e de amortecimento do AVR e do GCSC para o caso 3. Verifica-se na Tabela IV-23 que o GCSC tem a mesma influência no termo relacionado ao torque de amortecimento similar ao do AVR para um valor de apenas 10% de compensação. Este resultado é diferente em relação aos casos 1 e 2 que não apresentaram uma influência significativa do GCSC no amortecimento para um valor de compensação de 10%. Este resultado ocorre devido ao fato que no caso 3 o sistema de potência apresenta uma reatância maior do que nos outros casos. Desta maneira, verificou-se que o GCSC tem maior influência no caso de linhas de transmissão mais longas. Em relação ao termo de torque sincronizante, o GCSC tem uma influência significativa conforme se aumenta o valor de compensação e de ganho do sistema de excitação (Tabela IV-24 e Tabela IV-25).

Tabela IV-23: Nível de compensação do GCSC $X_c(\gamma)$=0,1 (Caso3).

K_A	$K_{st(AVR)}$	$K_{D(AVR)}$	$K_{st(GCSC)}$	$K_{D(GSCC)}$	ζ
0	0,0	1,7439	-0,0013	1,7399	0,0376
4,0	-0,0028	0,6399	0,0	1,7306	0,0256
9,0	-0,0093	-0,7533	0,0	1,7282	0,0106
52,0	0,0577	-10,8577	0,0077	1,7707	-0,0670

Tabela IV-24: Nível de compensação do GCSC $X_c(\gamma)$=0,3 (Caso3).

K_A	$K_{st(AVR)}$	$K_{D(AVR)}$	$K_{st(GCSC)}$	$K_{D(GSCC)}$	ζ
0	0,0045	2,2599	-0,0058	6,0124	0,0787
4,0	-0,0030	0,9223	-0,0029	6,0035	0,0661
9,0	-0,0093	-0,7686	0,0	5,9968	0,0499
52,0	0,0479	-13,4152	0,0313	6,1047	-0,0670

Tabela IV-25: Nível de compensação do GCSC $X_c(\gamma)$=0,5 (Caso3).

K_A	$K_{st(AVR)}$	$K_{D(AVR)}$	$K_{st(GCSC)}$	$K_{D(GSCC)}$	ζ
0	0,0143	2,9273	-0,0168	13,7794	0,1407
4,0	-0,0013	1,2992	-0,0089	13,7652	0,1273
9,0	-0,0168	-0,7629	0,0013	13,7541	0,1100
52,0	0,0073	-16,4509	0,0896	13,9030	-0,0207

IV.4.2 Exemplos de Aplicação do Sistema MBI com AVR, PSS e GCSC operando em malha fechada

Na Seção anterior foi verificado que o GCSC, operando em malha aberta, aumenta o amortecimento de oscilações de baixa freqüência no sistema MBI com o aumento do nível de compensação. Contudo, o GCSC pode melhorar sua performance no amortecimento oscilações de baixa freqüência com uma malha externa de controle de ângulo de corte.

Esta seção tem como objetivo investigar a contribuição do GCSC com um simples controle externo do ângulo de corte no amortecimento.

IV.4.2.1 GCSC operando em malha fechada

Na literatura são apresentados vários projetos de controladores de dispositivos FACTS para realizar o amortecimento de oscilações de baixa freqüência em um sistema [57][58] . Tais controladores baseiam-se principalmente na medição da potência elétrica ou na velocidade da máquina síncrona. Também, na literatura são apresentadas várias

técnicas de projeto do controlador dos dispositivos FACTS [59].

Neste presente trabalho, o controle do GCSC é baseado na variações da velocidade da máquina síncrona. A escolha da velocidade como variável de medição é devido à facilidade de implementação no modelo MBI. Tal facilidade ocorre devido ao cálculo direto do sinal de velocidade no modelo MBI, como foi mostrado na Figura IV-13. Também, nesta figura, pode ser observado que o GCSC não precisa realizar uma compensação de fase (desprezando o atraso do disparo das chaves) para produzir um amortecimento no torque. O mesmo não ocorre com a ação do PSS, pois este tem que compensar a fase em relação ao circuito de campo.

Dentro deste contexto, o controlador do GCSC neste estudo é representado controlador por um simples ganho proporcional. Na Figura IV-15 é mostrada a malha de controle do GCSC, onde o ganho proporcional é representado por K_G.

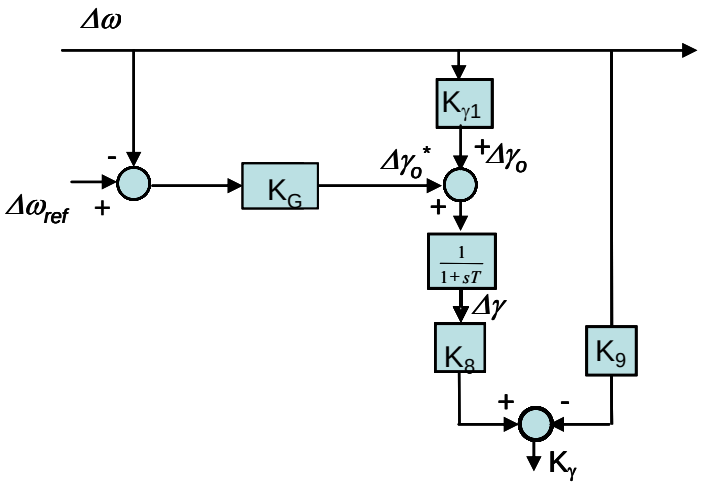


Figura IV-15: Diagrama de blocos da reatância equivalente sintetizada pelo GCSC quando há variação de freqüência no sistema elétrico.

A seguir são mostrados os autovalores do sistema MBI com o GCSC operando a malha fechada. Os casos e os pontos de operação inicial são os mesmos apresentados na Tabela IV-3.

As Figura IV-16 e IV-18 mostram o lugar das raízes do sistema MBI com a variação de ganho (K_G) do GCSC para o caso 1. Na Figura IV-16 é mostrado que para o ganho do controle K_G=0 e K_A=0 os autovalores são iguais ao caso do sistema em malha aberta apresentado na Tabela IV-6. Aumentando o ganho K_G o autovalor se afasta do eixo imaginário, e desta forma aumenta o amortecimento do sistema.

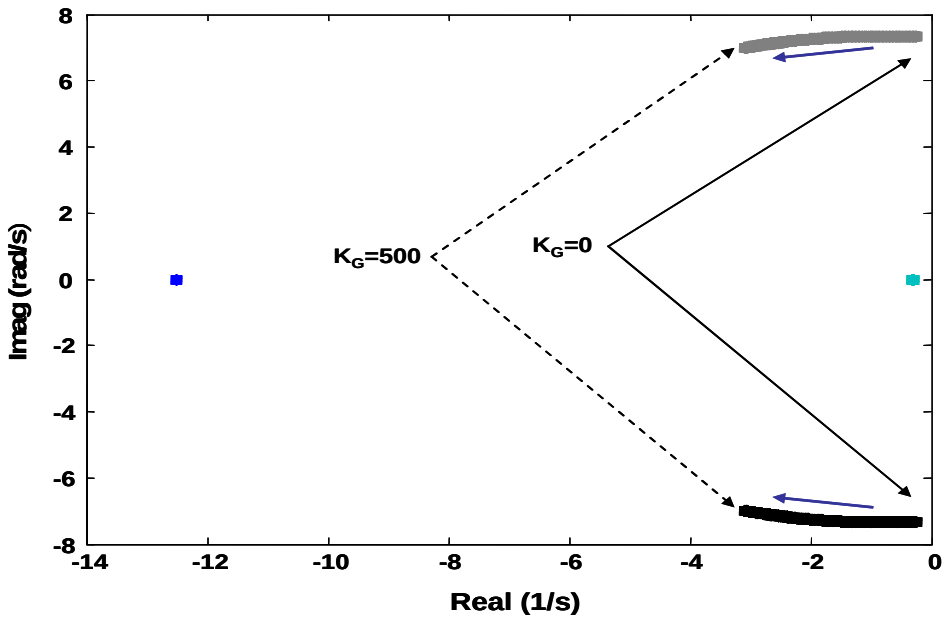


Figura IV-16: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,1 (pu) com K_A=0 (Caso 1).

A Figura IV-17 mostra que para K_A=52 e K_G=0 o sistema é instável, mas com o aumento do ganho do controle o sistema torna-se estável. Contudo, os autovalores estão próximos ao eixo imaginário, e consequentemente com o valor de amortecimento do sistema relativamente baixo.

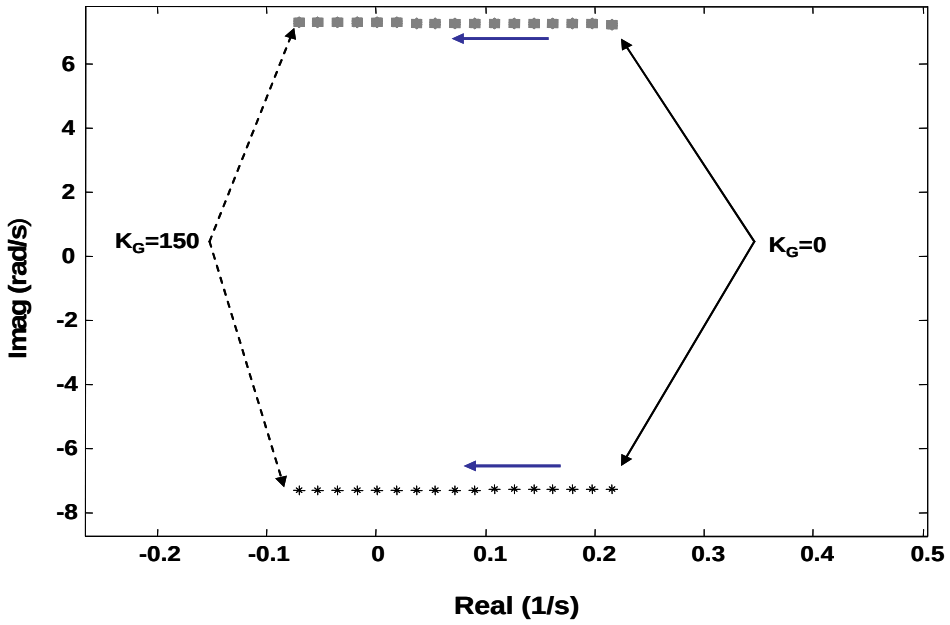


Figura IV-17: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,1 com K_A=52 (Caso 1).

A Figura IV-18 mostra que para o caso 1 com o GCSC compensando 30% do sistema e com K_A=0, pode-se obter um maior amortecimento do que para o mesmo caso com 10% de compensação.

A Figura IV-19 mostra a mesma condição inicial apresentado na Figura IV-18 mas com um valor de K_A=52. Esta figura mostra que o GCSC consegue aumentar o fator de amortecimento aumentando o ganho. Contudo, com o aumento do ganho outros autovalores também variam, porém sem afetar muito a dinâmica do sistema.

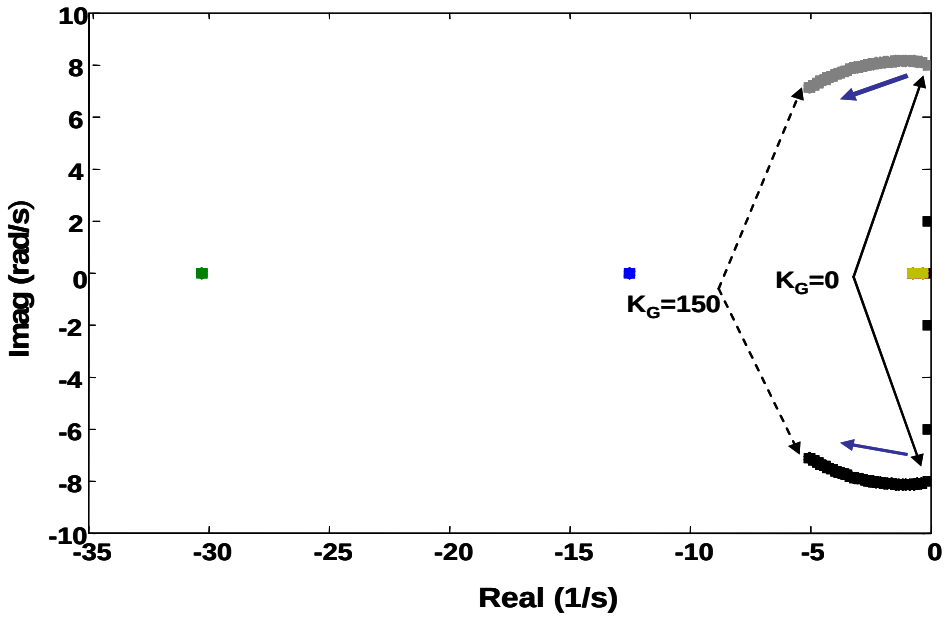


Figura IV-18: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,3 com K_A=0 (Caso 1).

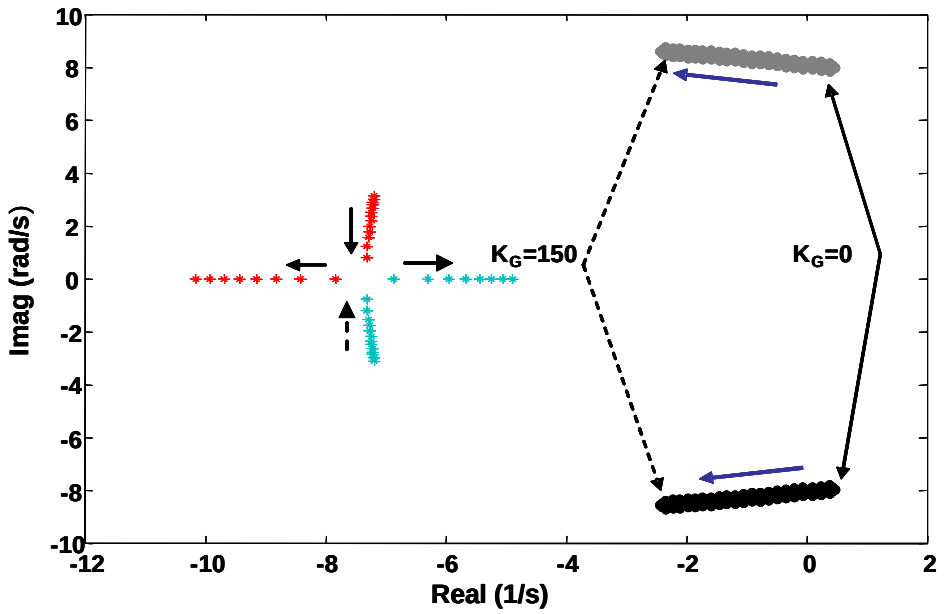


Figura IV-19: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,3 com K_A=52 (Caso 1).

A Figura IV-20 mostra que o GCSC, compensando 50% e com K_A=0 para o caso 1, consegue aumentar o amortecimento comparado com o nível de compensação de 10 e 30 %.

A Figura IV-21 mostra que o GCSC contribui menos para o amortecimento para K_A=52 do que para K_A=0. Também esta figura mostra que o valor de ganho K_G=0 o sistema é instável.

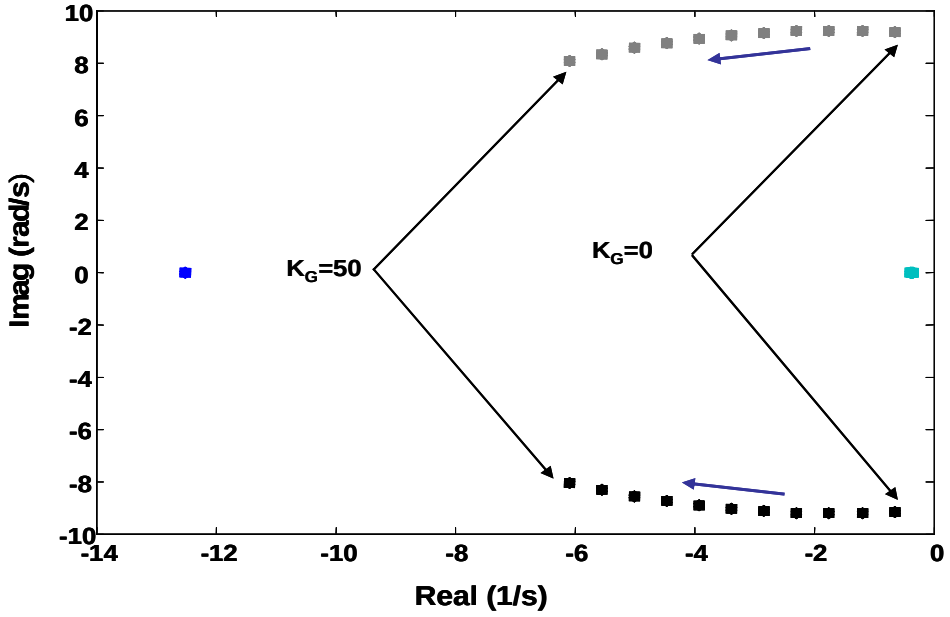


Figura IV-20: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,5 pu com K_A=0 (Caso 1).

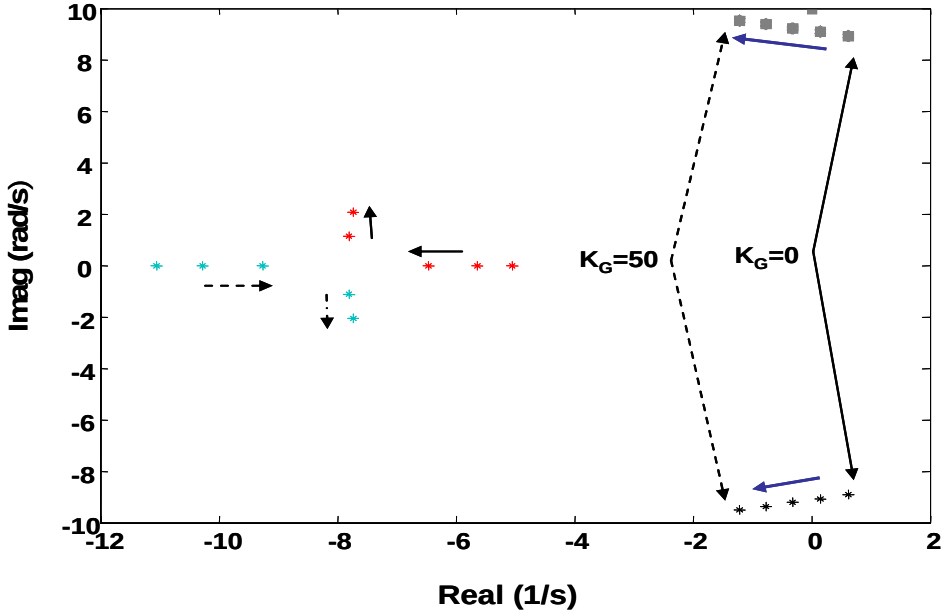


Figura IV-21: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,5 com K_A=52 (Caso 1).

O caso 2, conforme foi citado anteriormente, apresenta um carregamento menor do que o caso 1. Para este caso as Figura IV-22 e IV-24 mostram valores

comparativamente de maior amortecimento do que os mostrados nas Figura IV-16 e IV-18 para o mesmo nível de compensação e de valor do ganho de excitação. Este resultado mostra que o GCSC melhora a capacidade de amortecimento do sistema quando o carregamento é menor devido ao aumento da faixa de controle.

As Figura IV-22 a IV-28 mostram a mesma melhoria de resultados de amortecimento com o GCSC quando comparado com as figuras do caso 1.

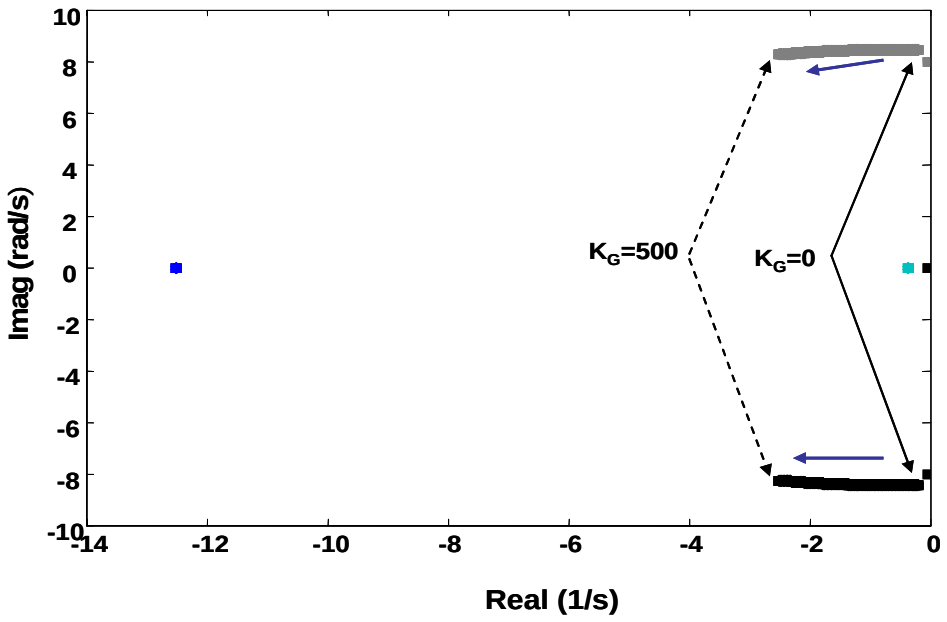


Figura IV-22: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,1 com K_A=0 (Caso 2).

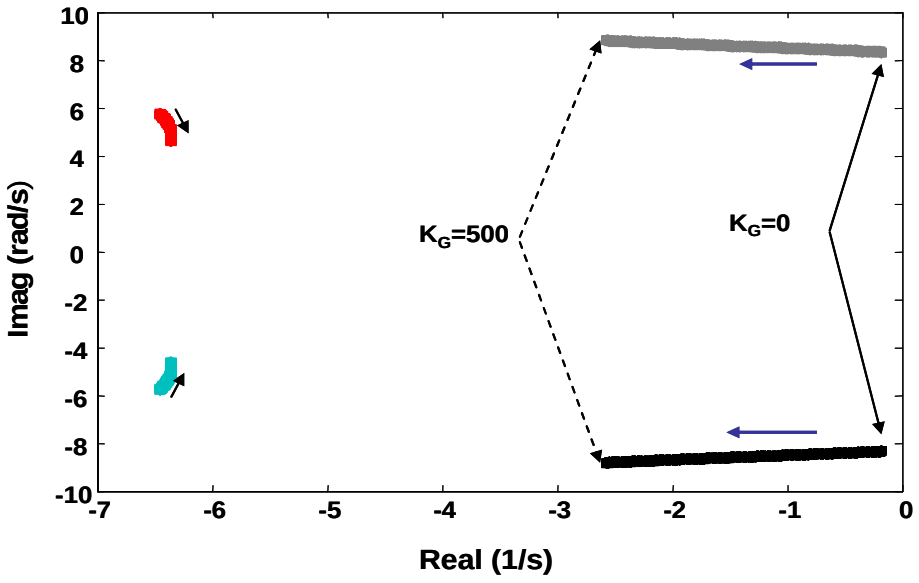


Figura IV-23: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,1 com K_A=52. (Caso 2).

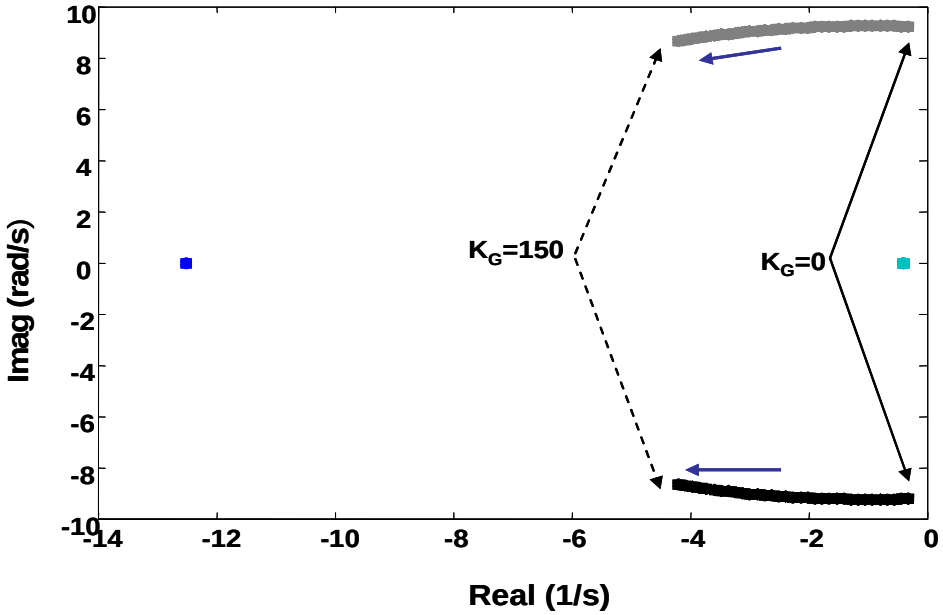


Figura IV-24: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,3 com K_A=0. (Caso 2).

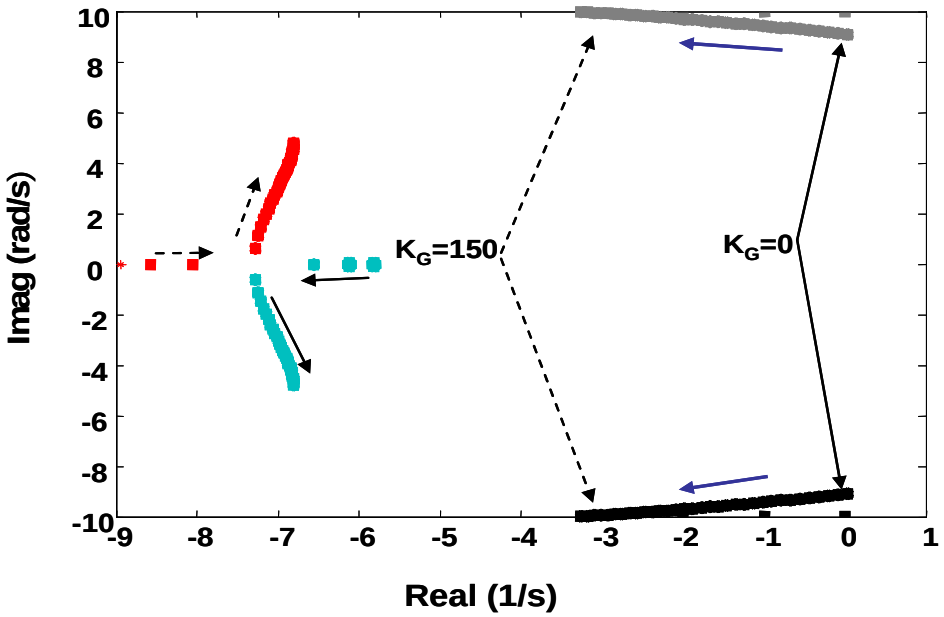


Figura IV-25: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,3 com K_A=52. (Caso 2).

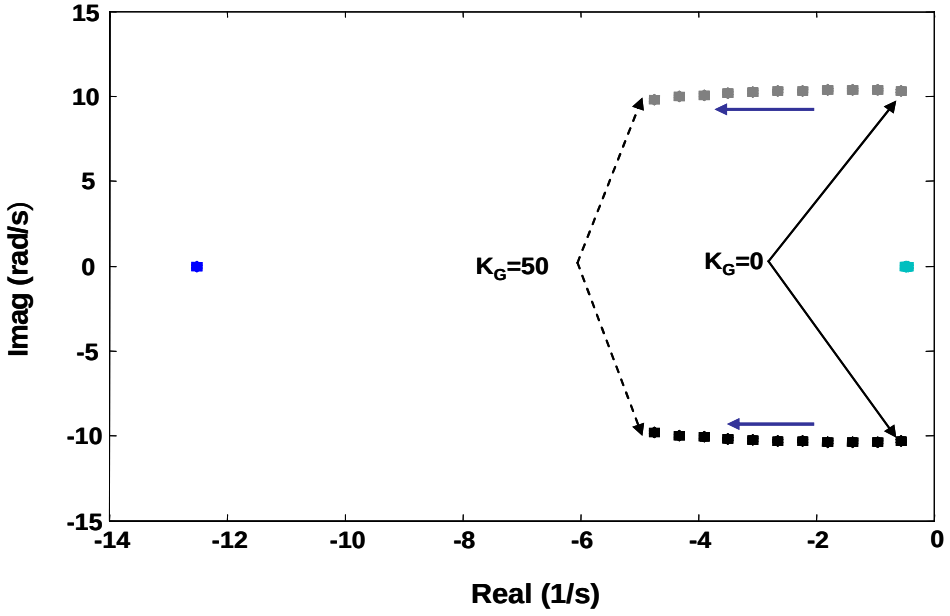


Figura IV-26: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,5 com K_A=0. (Caso 2).

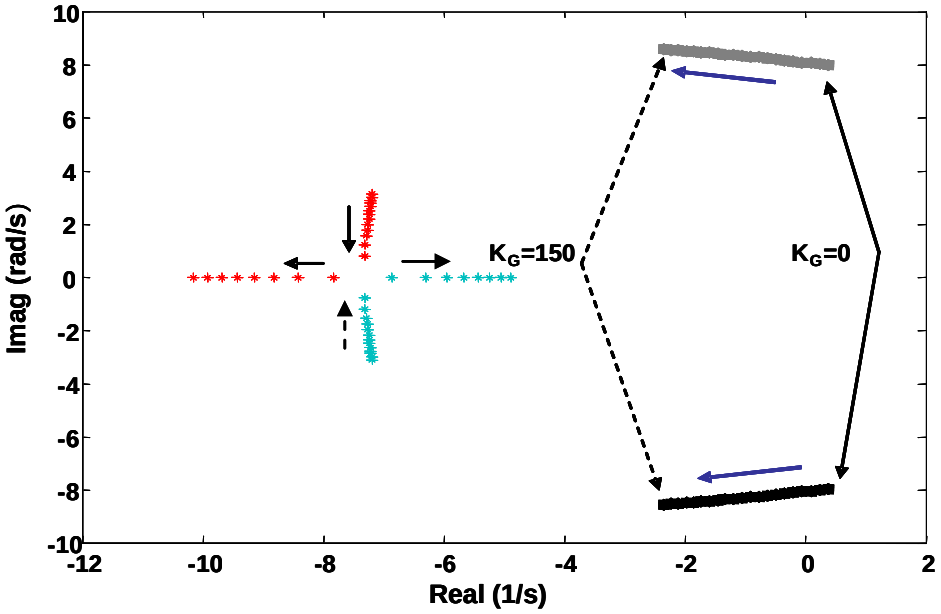


Figura IV-27: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,5 com K_A=52 (Caso 2).

As Figura IV-28 a IV-32 mostram os resultados do caso 3 para valores de K_A=0 e K_A=52 e com os três níveis de compensação apresentados na Tabela IV-4. Estas figuras mostram que o aumento do nível de compensação com o GCSC e do valor do ganho de excitação (K_A) diminui a faixa de amortecimento. Isto ocorre por dois motivos: o

primeiro é devido a menor faixa de controle do GCSC com um nível maior de compensação, e ao outro devido o aumento do ganho da excitação em tornar o sistema instável. Verifica-se que o GCSC, para K_A=52 (nas Figura IV-31 e IV-34), consegue diminuir a influência do ganho da excitação com o aumento do ganho do controlador. Para valores do ganho da excitação K_A maior do que 52 o GCSC praticamente não influencia no amortecimento nas oscilações do sistema.

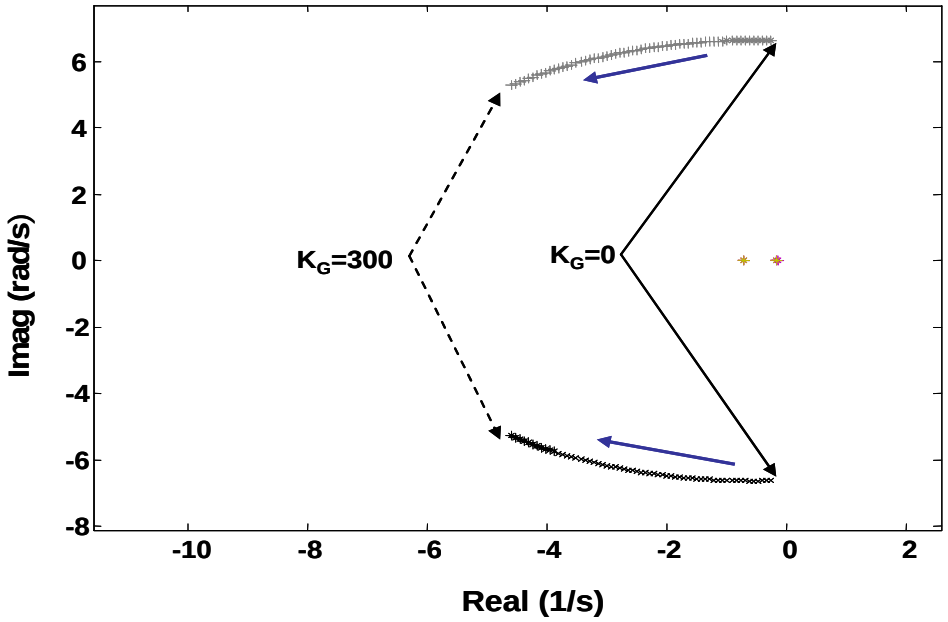


Figura IV-28: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,1 com K_A=0 (Caso 3).

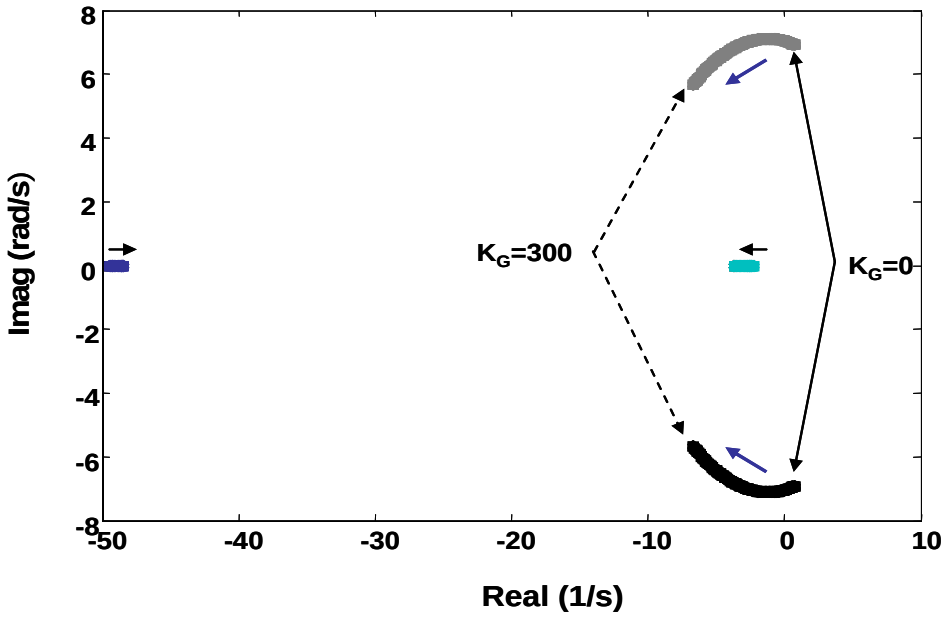


Figura IV-29: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,1 (pu) com K_A=52 (Caso 3).

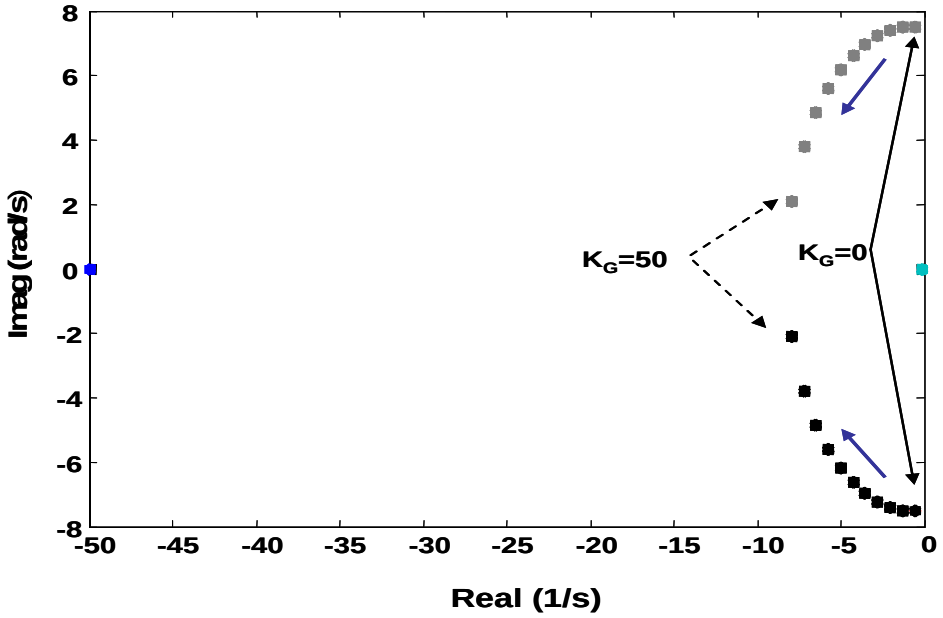


Figura IV-30: Lugar das raízes do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,3 (pu) com K_A=0 (Caso 3).

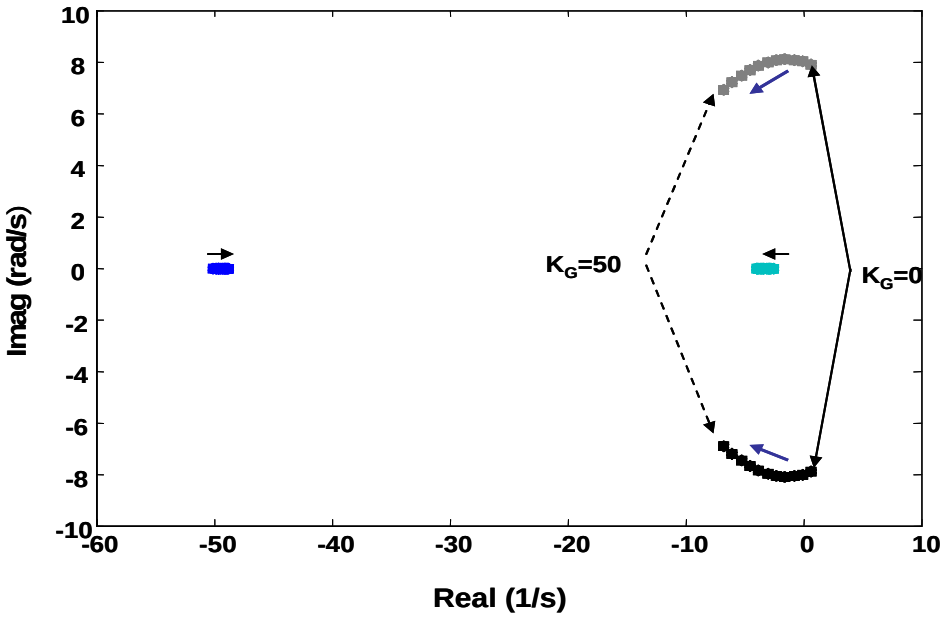


Figura IV-31: Localização dos autovalores do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,3 (pu) com K_A=52 (Caso 3).

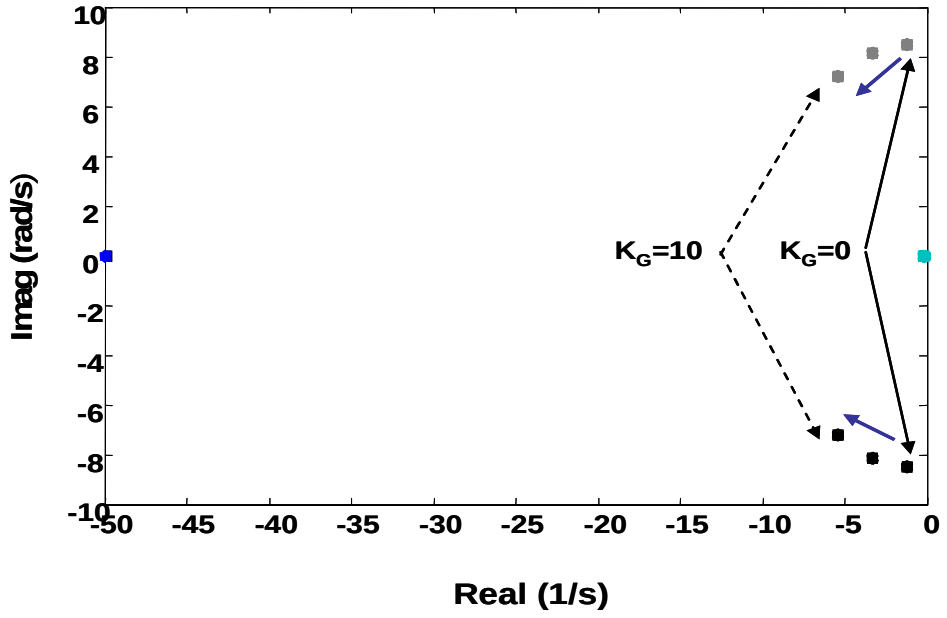


Figura IV-32: Localização dos autovalores do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,5 (pu) com K_A=0 (Caso 3).

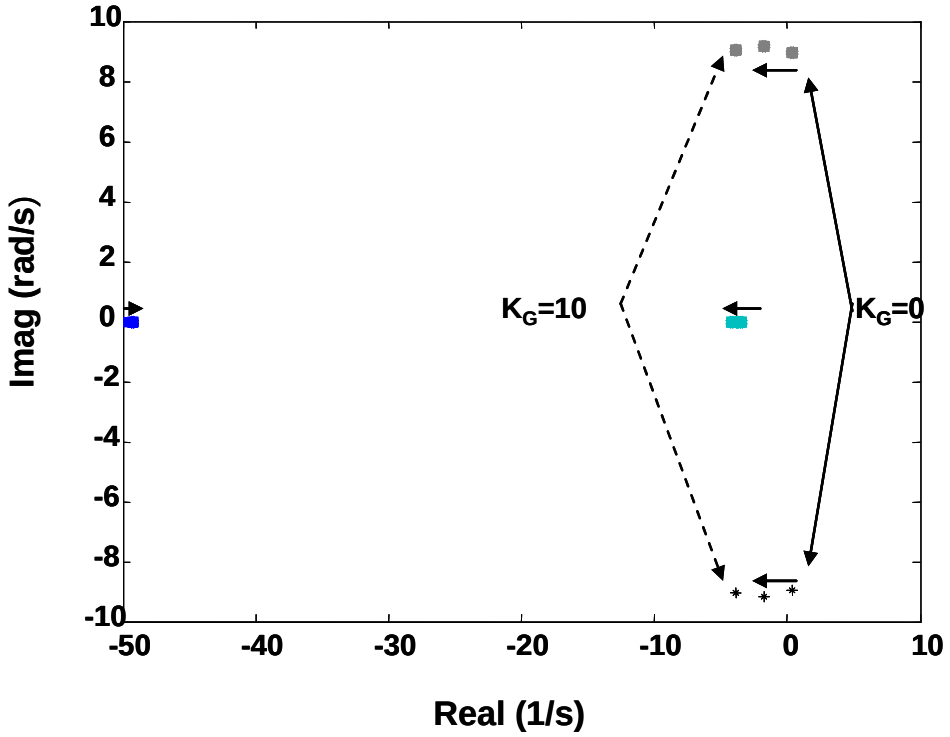


Figura IV-33: Localização dos autovalores do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,5 (pu) com K_A=52 (Caso 3).

Como citado anteriormente, a máquina síncrona pode ter um sinal adicional de amortecimento por um PSS, e ainda, pode estar conectada ao sistema através de uma linha de transmissão compensada pelo GCSC. O caso 3 foi ultilizado para se investigar com o GCSC pode contribuir para o amortecimento nesta situação.

A Figura IV-34 mostra o lugar das raízes do sistema MBI para o caso 3 com o PSS sem ter a compensação pelo GCSC. Esta figura foi obtida variando o valor do ganho da excitação de 0 a 200. Foi verificado que para valores baixos de K_A(entre 0 a 25) o PSS não consegue estabilizar o sistema. Contudo, para valores maiores o PSS consegue aumentar o fator de amortecimento do sistema. Assim, o PSS mostrou ter um comportamento contrário do GCSC, conforme foi apresentada nas figuras anteriores.

As Figura IV-34 a IV-37 mostram que o GCSC contribuiu para o amortecimento do sistema em conjunto com o PSS somente para valores baixos do ganho da excitação (K_A entre 0 a 25). Para ganho da excitação K_A>52 o GCSC contribui muito pouco para

o amortecimento; principalmente para altos valores de nível de compensação no sistema, conforme pode ser verificado na Figura IV-38.

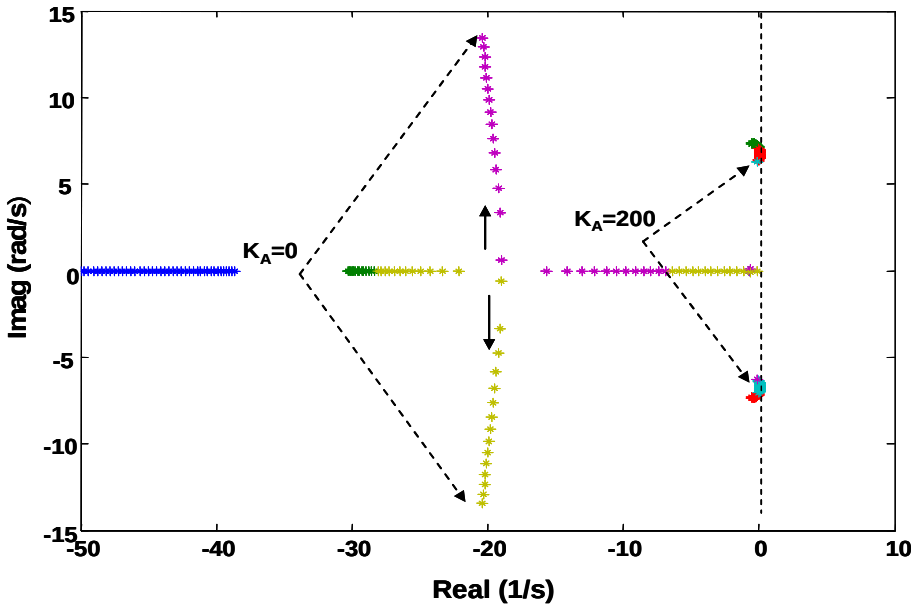


Figura IV-34: Localização dos autovalores do sistema MBI com PSS para o Caso 3.

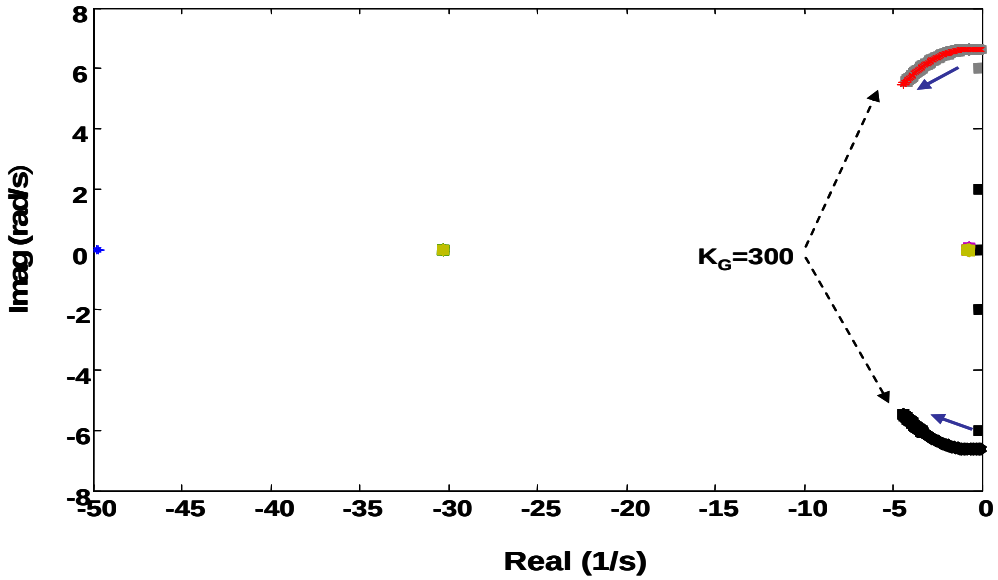


Figura IV-35: Localização dos autovalores do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,1 (pu) com K_A=9 (Caso 3).

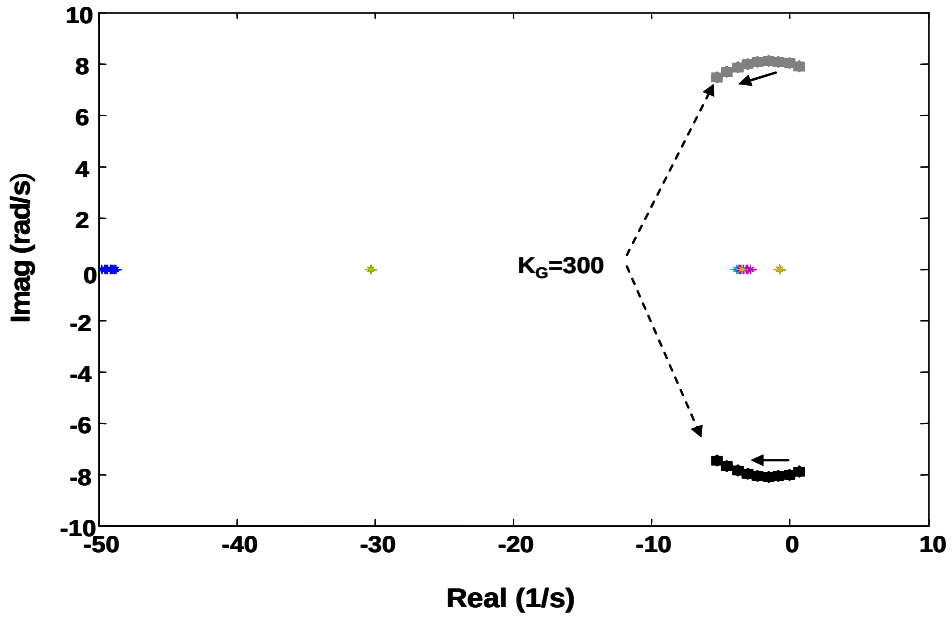


Figura IV-36: Localização dos autovalores do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,1 (pu) com K_A=52 (Caso 3).

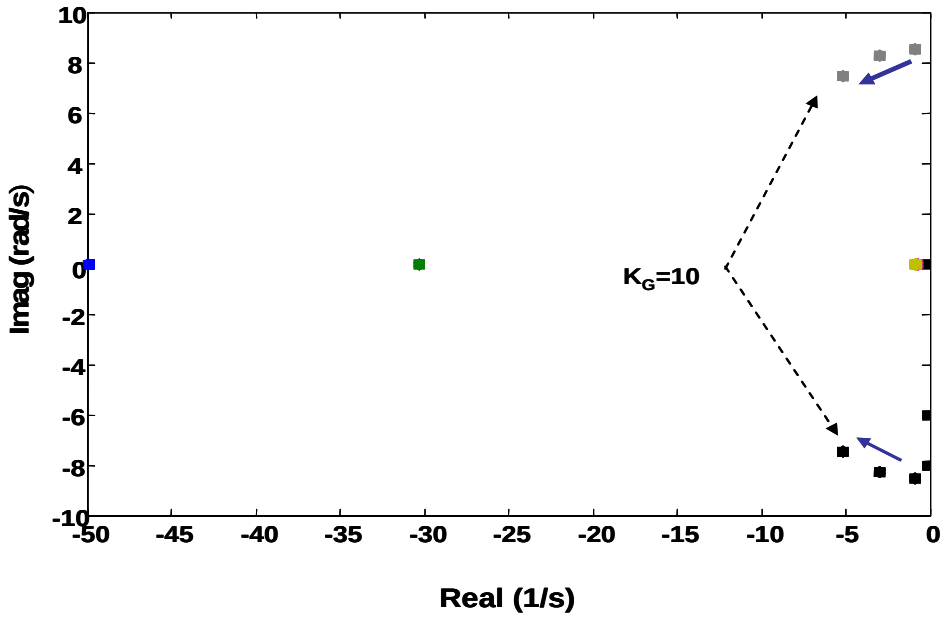


Figura IV-37: Localização dos autovalores do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,5 (pu) com K_A=9 (Caso 3).

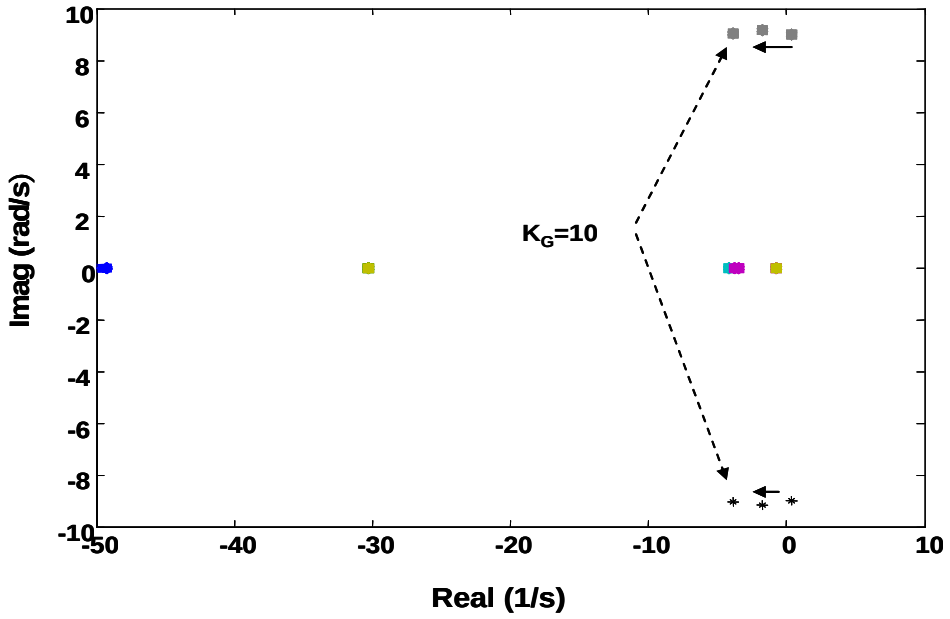


Figura IV-38: Localização dos autovalores do sistema MBI para $X_c(\gamma)$=0,5 (pu) com K_A=52 (Caso 3).

IV.5 Considerações Finais

Este capítulo apresentou uma análise linear do GCSC inserido em um sistema de potência. O modelo do GCSC linearizado foi inserido no modelo dinâmico clássico [42], onde o gerador é representado por uma fonte atrás de uma reatância. Neste modelo também foi investigada as características de amortecimento de oscilações de potência de baixa freqüência realizadas pelo GCSC.

O modelo linearizado do GCSC aqui estudado utiliza, por exemplo, conceito de impedância, o que limita a sua utilidade à uma faixa de freqüência de no máximo de 6 Hz. Este modelo, mais simplificado, difere daquele proposto por Souza [19] que é mais complexo, mas vale até 45 Hz e serve para o estudo de interação de alta freqüência, como por exemplo entre equipamentos FACTS. Contudo, o estudo aqui realizado foi restrito às oscilações eletromecânicas.

A análise da influência do GCSC, tanto no amortecimento das oscilações como também na máquina síncrona, foi realizada através do modelo linear de Heffron e

Philips. Com o GCSC operando sem um controle externo de ângulo de corte foi possível verificar que ele é capaz de amortecer as oscilações, principalmente quando o nível de compensação é maior. Porém, foi também verificado que o aumento do ganho de excitação da máquina prejudica a ação do GCSC no amortecimento, e deste modo, tendo de ser reajustado.

Também, foi verificada que o GCSC tem uma pequena contribuição no amortecimento de oscilações quando o gerador possui estabilizador de sistema de potência.

Capítulo

V

CONCLUSÕES FINAIS

V – Conclusões

Neste trabalho, primeiramente, foi realizada uma investigação da influência dos harmônicos de tensão gerados pelo GCSC em um sistema de transmissão utilizando a modelagem tensorial. A formulação tensorial permitiu fazer uma representação detalhada e precisa do GCSC, assim como permitiu o cálculo de cada componente harmônica de tensão e corrente gerados pelo chaveamento. Os resultados obtidos mostraram que a injeção dos harmônicos gerados pelo GCSC não influenciam de forma significativa na tensão da barra ao qual está conectado e os resultados foram validados através da comparação com a simulação feita no programa PSCAD/EMTDC, em regime permanente. Embora, os resultados obtidos no PSCAD sejam muitos próximos ao do modelo proposto, a modelagem tensorial apresentou-se poderosa por permitir verificar a

interação inter-harmônica .

Na segunda vertente deste trabalho de tese foram realizadas as modelagens e análises do GCSC operando no controle de amortecimento de ressonância subsíncrona e de oscilações eletromecânicas.

Foram apresentados vários resultados mostrando a capacidade do GCSC de amortecer a ressonância subsíncrona (RSS) no sistema "IEEE First Benchmark" obtidos através de simulações realizadas no programa ATP/EMTP. Em um dos casos foi mostrado que o GCSC é capaz de amortecer a RSS mesmo sem um controlador externo específico. Neste caso, foi verificado que o controlador de ângulo de corte baseado em um controle de pulsos de cruzamento por zero de corrente foi responsável pela característica natural de amortecimento. Entretanto, para este caso a reatância máxima equivalente do GCSC teve de ser duas vezes maior que a do capacitor série fixo. Por outro lado, foi mostrado que um GCSC menor e com um simples controle externo realimentando a variação de potência é possível amortecer a ressonância subsíncrona. Este controlador simples é composto por um ganho e um filtro. A adição deste controlador simples permite aumentar a capacidade do equipamento para esta função. Neste controle foi utilizado o sinal de potência na realimentação devido à facilidade da medição deste sinal na prática em comparação com a medição da freqüência do sistema ou da velocidade do rotor da máquina. Foi verificado também que o ganho do controlador tem uma importante influência porque pode modificar diretamente o valor da variação do ângulo de corte do GCSC, e consequentemente, o valor da reatância sintetizada pelo equipamento. Contudo, a variação da faixa de freqüência de corte do filtro do controlador não mostrou influência importante no amortecimento da ressonância subsíncrona, mas verificou-se sua influência na dinâmica do filtro da malha adicionada para o amortecimento de oscilações eletromecânicas.

Foram realizadas investigações analíticas com um modelo simplificado e linear do GCSC no amortecimento de oscilações eletromecânicas no modelo clássico do gerador [44] e no modelo Heffron e Philips [55]. No modelo clássico foi possível verificar a capacidade do GCSC de amortecer oscilações eletromecânicas operando em malha aberta. Neste caso, os resultados mostraram a fundamental importância da

modulação natural do ângulo de corte para o funcionamento do GCSC para esta função. Estes resultados serviram como base para o desenvolvimento do modelo analítico do GCSC juntamente com o modelo linear da máquina conectada a uma barra infinita proposto por Heffron e Philips. Neste modelo foi possível verificar a influência do GCSC, operando em malha aberta ou em malha fechada (sem ou com o controle de ângulo de corte γ), no amortecimento de oscilações de baixa freqüência de potência em modo local (oscilações de potência de 1 a 2 Hz) em conjunto com um gerador contendo o controle automático de tensão (AVR) e/ou estabilizador de sistema de potência (PSS).

Para os casos com o AVR e o GCSC operando em malha aberta verificou-se que aumentando o ganho de excitação (K_A) do gerador o coeficiente de amortecimento (ζ) do sistema é diminuído. Contudo, esta diminuição do coeficiente de amortecimento ocorre devido à maior influência do AVR e não por parte do GCSC. Neste caso, apesar do GCSC não diminuir a influência do AVR, verificou-se um pequeno aumento na margem de operação da máquina. Para os casos com AVR e o GCSC operando em malha fechada de controle de ângulo de corte verificou-se também um maior aumento da margem de operação da máquina. A maior evidência da contribuição do GCSC operando em malha fechada foi constatada para o caso em que o sistema tornou-se estável mesmo com a máquina operando com um controlador AVR. Para o caso em que a máquina tem os controles de tensão e de estabilizador de potência verificou-se que o GCSC tem pouca influência no amortecimento das oscilações mesmo operando com o controle em malha fechada do ângulo de corte para valores altos de ganho de excitação ($K_A \geq 52$). Contudo, para valores baixos de ganho de excitação ($K_A \leq 52$), o GCSC tem maior influência no amortecimento nas oscilações do que o PSS.

A seguir é apresentada uma síntese das principais contribuições deste trabalho de tese:

- A modelagem tensorial apresentou-se mais abrangente do que a formulação fasorial, e desta maneira, foi possível realizar uma investigação mais detalhada da influência da injeção de harmônicos do GCSC em um sistema de transmissão;

- No sistema “IEEE First Benchmark” foi verificado que o GCSC é capaz de

realizar o amortecimento de oscilações subsíncronas sem um controlador externo de ângulo de corte quando é duas vezes maior do que o capacitor série fixo;

- O GCSC é capaz de realizar o amortecimento de oscilações subsíncrona mesmo quando é menor do que o capacitor série fixo, porém é necessário uma malha de controle externo de ângulo de corte.

- O controlador do ângulo de corte do GCSC pode conter uma malha de controle de ressonância subsíncrona em conjunto com uma malha de amortecimento de oscilações eletromecânicas, contudo, para esta condição, os filtros têm que ser projetados de tal forma que prejudiquem na dinâmica entre si.

- Através da modelagem analítica verificou-se que o GCSC é capaz de realizar o amortecimento de oscilações eletromecânicas operando sem controle de ângulo de corte.

- Na modelagem analítica também verificou-se que a faixa da variação do ganho de excitação da máquina tendo um controlador de tensão pode ser aumentada com o GCSC operando sem um controle externo de ângulo de corte.

- Na modelagem analítica foi possível verificar que o GCSC tem pouca contribuição no amortecimento das oscilações para altos valores de ganho de excitação quando uma máquina tem um PSS.

Por fim, neste trabalho de tese foi verificada a possibilidade do GCSC de amortecer a ressonância subsíncrona e oscilações eletromecânicas em um sistema de potência. Assim, estas características agregam ao GCSC funcionalidades com sua proposição inicial - que é o aumento do fluxo de potência em uma linha de transmissão - tornando-se cada vez mais interessante e viável sua aplicação real.

V.1 Trabalhos Futuros

Entre as tarefas a serem desenvolvidas como continuação deste trabalho pode-se listar:

- Desenvolver a modelagem tensorial do GCSC em regime dinâmico com o objetivo em verificar, por exemplo, a interação entre dois dispositivos em um sistema potência;
- Desenvolver uma modelagem analítica do GCSC no sistema "IEEE First Benchmark";
- Estender a modelagem analítica do GCSC em um sistema de maior porte;

Capítulo

V

CONCLUSÕES FINAIS

V – Conclusões

Neste trabalho, primeiramente, foi realizada uma investigação da influência dos harmônicos de tensão gerados pelo GCSC em um sistema de transmissão utilizando a modelagem tensorial. A formulação tensorial permitiu fazer uma representação detalhada e precisa do GCSC, assim como permitiu o cálculo de cada componente harmônica de tensão e corrente gerados pelo chaveamento. Os resultados obtidos mostraram que a injeção dos harmônicos gerados pelo GCSC não influenciam de forma significativa na tensão da barra ao qual está conectado e os resultados foram validados através da comparação com a simulação feita no programa PSCAD/EMTDC, em regime permanente. Embora, os resultados obtidos no PSCAD sejam muitos próximos ao do modelo proposto, a modelagem tensorial apresentou-se poderosa por permitir verificar a

interação inter-harmônica .

Na segunda vertente deste trabalho de tese foram realizadas as modelagens e análises do GCSC operando no controle de amortecimento de ressonância subsíncrona e de oscilações eletromecânicas.

Foram apresentados vários resultados mostrando a capacidade do GCSC de amortecer a ressonância subsíncrona (RSS) no sistema "IEEE First Benchmark" obtidos através de simulações realizadas no programa ATP/EMTP. Em um dos casos foi mostrado que o GCSC é capaz de amortecer a RSS mesmo sem um controlador externo específico. Neste caso, foi verificado que o controlador de ângulo de corte baseado em um controle de pulsos de cruzamento por zero de corrente foi responsável pela característica natural de amortecimento. Entretanto, para este caso a reatância máxima equivalente do GCSC teve de ser duas vezes maior que a do capacitor série fixo. Por outro lado, foi mostrado que um GCSC menor e com um simples controle externo realimentando a variação de potência é possível amortecer a ressonância subsíncrona. Este controlador simples é composto por um ganho e um filtro. A adição deste controlador simples permite aumentar a capacidade do equipamento para esta função. Neste controle foi utilizado o sinal de potência na realimentação devido à facilidade da medição deste sinal na prática em comparação com a medição da freqüência do sistema ou da velocidade do rotor da máquina. Foi verificado também que o ganho do controlador tem uma importante influência porque pode modificar diretamente o valor da variação do ângulo de corte do GCSC, e consequentemente, o valor da reatância sintetizada pelo equipamento. Contudo, a variação da faixa de freqüência de corte do filtro do controlador não mostrou influência importante no amortecimento da ressonância subsíncrona, mas verificou-se sua influência na dinâmica do filtro da malha adicionada para o amortecimento de oscilações eletromecânicas.

Foram realizadas investigações analíticas com um modelo simplificado e linear do GCSC no amortecimento de oscilações eletromecânicas no modelo clássico do gerador [44] e no modelo Heffron e Philips [55]. No modelo clássico foi possível verificar a capacidade do GCSC de amortecer oscilações eletromecânicas operando em malha aberta. Neste caso, os resultados mostraram a fundamental importância da

modulação natural do ângulo de corte para o funcionamento do GCSC para esta função. Estes resultados serviram como base para o desenvolvimento do modelo analítico do GCSC juntamente com o modelo linear da máquina conectada a uma barra infinita proposto por Heffron e Philips. Neste modelo foi possível verificar a influência do GCSC, operando em malha aberta ou em malha fechada (sem ou com o controle de ângulo de corte γ), no amortecimento de oscilações de baixa freqüência de potência em modo local (oscilações de potência de 1 a 2 Hz) em conjunto com um gerador contendo o controle automático de tensão (AVR) e/ou estabilizador de sistema de potência (PSS).

Para os casos com o AVR e o GCSC operando em malha aberta verificou-se que aumentando o ganho de excitação (K_A) do gerador o coeficiente de amortecimento (ζ) do sistema é diminuído. Contudo, esta diminuição do coeficiente de amortecimento ocorre devido à maior influência do AVR e não por parte do GCSC. Neste caso, apesar do GCSC não diminuir a influência do AVR, verificou-se um pequeno aumento na margem de operação da máquina. Para os casos com AVR e o GCSC operando em malha fechada de controle de ângulo de corte verificou-se também um maior aumento da margem de operação da máquina. A maior evidência da contribuição do GCSC operando em malha fechada foi constatada para o caso em que o sistema tornou-se estável mesmo com a máquina operando com um controlador AVR. Para o caso em que a máquina tem os controles de tensão e de estabilizador de potência verificou-se que o GCSC tem pouca influência no amortecimento das oscilações mesmo operando com o controle em malha fechada do ângulo de corte para valores altos de ganho de excitação ($K_A \geq 52$). Contudo, para valores baixos de ganho de excitação ($K_A \leq 52$), o GCSC tem maior influência no amortecimento nas oscilações do que o PSS.

A seguir é apresentada uma síntese das principais contribuições deste trabalho de tese:

- A modelagem tensorial apresentou-se mais abrangente do que a formulação fasorial, e desta maneira, foi possível realizar uma investigação mais detalhada da influência da injeção de harmônicos do GCSC em um sistema de transmissão;

- No sistema “IEEE First Benchmark” foi verificado que o GCSC é capaz de

realizar o amortecimento de oscilações subsíncronas sem um controlador externo de ângulo de corte quando é duas vezes maior do que o capacitor série fixo;

- O GCSC é capaz de realizar o amortecimento de oscilações subsíncrona mesmo quando é menor do que o capacitor série fixo, porém é necessário uma malha de controle externo de ângulo de corte.

- O controlador do ângulo de corte do GCSC pode conter uma malha de controle de ressonância subsíncrona em conjunto com uma malha de amortecimento de oscilações eletromecânicas, contudo, para esta condição, os filtros têm que ser projetados de tal forma que prejudiquem na dinâmica entre si.

- Através da modelagem analítica verificou-se que o GCSC é capaz de realizar o amortecimento de oscilações eletromecânicas operando sem controle de ângulo de corte.

- Na modelagem analítica também verificou-se que a faixa da variação do ganho de excitação da máquina tendo um controlador de tensão pode ser aumentada com o GCSC operando sem um controle externo de ângulo de corte.

- Na modelagem analítica foi possível verificar que o GCSC tem pouca contribuição no amortecimento das oscilações para altos valores de ganho de excitação quando uma máquina tem um PSS.

Por fim, neste trabalho de tese foi verificada a possibilidade do GCSC de amortecer a ressonância subsíncrona e oscilações eletromecânicas em um sistema de potência. Assim, estas características agregam ao GCSC funcionalidades com sua proposição inicial - que é o aumento do fluxo de potência em uma linha de transmissão - tornando-se cada vez mais interessante e viável sua aplicação real.

V.1 Trabalhos Futuros

Entre as tarefas a serem desenvolvidas como continuação deste trabalho pode-se listar:

- Desenvolver a modelagem tensorial do GCSC em regime dinâmico com o objetivo em verificar, por exemplo, a interação entre dois dispositivos em um sistema potência;
- Desenvolver uma modelagem analítica do GCSC no sistema "IEEE First Benchmark";
- Estender a modelagem analítica do GCSC em um sistema de maior porte;

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] Operador Nacional do Sistema Elétrico, " Plano de ampliações e reforços na rede básica", Volume IV, Rio de Janeiro, junho 2006.

[2] Hingorani, N. G., "Power Electronics in Electric Utilities: Role of Power Electronics in Future power systems", *Proceeding of the IEEE*: *Special Issue on Power Electronics*, Vol. 76, No. 4, April, 1988, pp. 481-2.

[3] Keri, A. F. J., Ware, B. J., Byron, R. A., et al, "Improving Transmission System Performance Using Controller Series Capacitors", CIGRÉ *Session Papers*, Paris, France, No. 14/37/38-07,1992.

[4] Edris, A. et al, "Proposed Terms and Definitions for Flexible AC Transmission Systems (FACTS)", IEEE Trans. On Power Delivery, Vol. 12, No. 4, October,1997.

[5] N. G. Hingorani , L. Gyugyi, "Understanding FACTS: concepts and technology of flexible ac transmission systems", IEEE Press, New York, 1999.

[6] Moham, N., Undeland, T. M. and Robbins, W. P.. "Power Electronics: converts , applications and design", John Wiley & sons, New York, 2nd editon, 1995.

[7] Sen, K.K., "SSSC - Static Series Synchronous Compensator: Theory, Modelling and Applications", *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol.13, No.1, Jan. 1998, pp. 241-246.

[8] Barbosa, P. G., "Compensador Série Síncrono Estático Baseado em Conversores VSI Multipulso", D.Sc Tese, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2000.

[9] Jesus, F. D,"Algoritmo Generalizado do Compensador Série Síncrono Estático Baseado Baseado na Teoria de Potência Real e Imaginária", M.Sc Tese, UFJF, Juiz de Fora, MG, Brasil, 2002.

[10] Karady, G. G., et. al. ,"Continuously Regulated Series Capacitor", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 8, No.3, 1993, pp 1348-1354.

[11] N. G. Hingorani , L. Gyugyi, "Understanding FACTS: concepts and technology of flexible ac transmission systems", IEEE Press, New York, 1999.

[12] Souza, L. F. W., "Capacitor Série Controlado a GTO", M.Sc Tese, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 1998.

[13] Souza, L. F. W. , E. H. Watanabe, J. E. R. Alves, and L. A. S. Pilotto, "Thyristor and Gate Controlled Series Capacitors: Comparison of Components Rating", IEEE Power Engineering Society General Meeting, CD-ROM, Toronto, Canada, July 2003, pp. 1-7.

[14] A. Edris et al, "Proposed Terms and Definitions for Flexible AC Transmission Systems (FACTS)", IEEE Trans. On Power Delivery, Vol. 12, No. 4, October,1997.

[15] Souza, L. F. W., Watanabe, E. H., Aredes M., " A GTO Controlled Series Capacitor for Distribution Lines", Cigré-Brasil - EletroEvolução Review, 1998.

[16] Zou, S. B., Czarkowski D., "A Novel Phase-Control Topology to Improve

Characteristics of Thyristor Controlled Series Compensation in AC Transmission Systems", 0-7803-5569-5/99/1999 IEEE.

[17] Diniz, R. R.,"Modelagem de Equipamentos FACTS Baseados em Inversores de Tensão para Análise de Fluxo de Potência e Fenômenos Eletromecânicos", D.Sc Tese, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2004.

[18] Mattavelli, P., Verghese, G. C., and Stankovic, A. M., "Phasor dynamics of thyristor controlled series capacitor systems," IEEE Trans. Power Syst., vol. 12, no. 3, pp. 1259–1267, Aug. 1997.

[19] Souza, L. F. W., "Modelagem Analítica de um GCSC- Capacitor Série Controlado por Chave Autocomutada", D.Sc Tese, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, Fevereiro 2007.

[20] Jovic, D.; Pillai, G.N.; "Analytical modeling of TCSC dynamics", IEEE Transactions on Power Delivery, Volume 20, Issue 2, Part 1, April 2005 Page(s):1097 – 1104.

[21] Portela, C. M., "Análise de Redes Elétricas, Lisboa, 1970.

[22] Gomes Jr., S.,"Modelagem e Métodos Numéricos para Análise Linear de Estabilidade Eletromecânica, Ressonância Subsincrona, Transitórios Eletromagnéticos e Desempenho Harmônico de Sistemas de Potência", D.Sc Tese, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2002.

[23] Lírio, F. L., Gomes Jr. S., Watanabe, E. H. "Static Var Compensator Tensorial Modeling for Harmonic Power Flow Studies", Proceeding of IX Symposium of Specialists in Electric Operational and Expansion Planinnig, Rio de Janeiro - RJ, Brasil, 2004

[24] Jesus, F. D., Dias, R. F. S., Watanabe, E. H. e Aredes, M., "Análise tensorial do GCSC em uma linha muito longa de 750 kV", IEEE T&D, São Paulo, outubro de 2004.

[25] Alves Jr, J. E. R."Modelagem de Reatores Controlados por Tiristores baseada em funções de chaveamento generalizadas". D.Sc Tese, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 1999.

[26] Santos Jr., G. , F., "Análise de uma linha de transmissão de meio comprimento de onda controlada por um dispositivo FACTS", M.Sc Tese, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2003.

[27] Anderson, P. M., " Analysis of Faulted Power Systems, Iowa State Press, Iowa, Estados Unidos, 1973.

[28] Portela, C. M., Regimes Transitórios, volume 2 –Edição COPPE/UFRJ & ELETROBRÁS, Rio de Janeiro, Brasil 1983.

[29] Elgerd, Olle I, " Electric Energy Systems Theory: An Introduction". New Delhi: Tata Macgraw-Hill, R 1975-1973.

[30] Peres, L. A. P., "Capacitores série em Linhas de Transmissão: Análise preventiva de ressonância subsíncrona", Centro de Produção da Universidade Estadual do Rio de Janeiro (UERJ) CEPUERJ, 1ª edição 1986.

[31] Larsen, E.V, Sanchez-Gasca, J. J. e Chow J. H., “Concecpts for Design of FACTS Controllers to Damp Power Swings”, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 10, No.2., Summer Meeting, San Francisco, 1995, pp948-956.

[32] Pilotto, L. A. S., Bianco A. et al., “Impact of TCSC Control Methodologies on Subsynchronous Oscillations”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 18, No.1, 2003, pp 243-252

[33] Kakimoto, N.; Phongphanphanee, A.; “Subsynchronous resonance damping control of thyristor-controlled series capacitor”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 18, Issue 3, July 2003, pp. 1051 – 1059.

[34] Hauer, J. F., Mittelstadt ,W. A., Piwko, R. J., Damsky B. L. and Eden, J. D., “Modulation and SSR Tests Performed on the BPA 500 kV Thyristor”, IEEE Transactions on Power Systems. Vol. 11, No. 2. May 1996.

[35] Hingorani, N., Gyugyi, L, “Understanding FACTS: Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems”. IEEE Press , 2000.

[36] Hingorani, N. G, “Flexible AC Transmission”, IEEE Spectrum, April 1993, pp. 40-45.

[37] Jowder, F.A.R.A.; Ooi; B.-T., “Series compensation of radial power system by a combination of SSSC and dielectric capacitors”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 20, Issue 1, Jan 2005, pp. 458 – 465.

[38] Wan Bo and Zhang Yan; “Damping subsynchronous oscillation using UPFC - a FACTS device”, Proceedings of International Conference on Power System Technology, vol. 4 - PowerCon 2002, 13-17 Oct. 2002, pp. 2298 - 2301.

[39] IEEE SSR Task Force, “First benchmark model for computer simulation of subsynchronous resonance”, IEEE Trans. Power Apparatus System, vol. PAS-96, Sept./Oct.1977, pp. 1562-1572.

[40] Sollero, R. B., “Ressonância Subsíncrona”, Tese de Mestrado COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1982,

[41] Tavares, C.A.A.,“Ressonância Subsíncrona e outras formas de Instabilidade Eletromecânica ”, Tese de Mestrado COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Abril 2005,

[42] Kundur, P. , “ Power System Stability and Control ”, 1 ed., McGraw-Hill Inc., Nova York, Estados Unidos.

[43] Anderson Paul, “Power System Control and Stability”, The Iowa State University Press, 1997;

[44] Jesus, F. D. ; Watanabe, E. H. ; Souza, L. F. W. ; Alves Jr, J. E. R. “Analysis of SSR Mitigation Using Gate Controlled Series Capacitors”. In: IEEE Power Electronics Specialist Conference, 2005, Recife. Proceedings of the 36th IEEE Power Electronics Specialist Conference, 2005. p. 1402-1407

[45] Jesus, F. D. ; Watanabe, E. H. ; Souza, L. F. W. ; Alves Jr, J. E. R. “SSR and Power Oscillation Damping Using Gate-Controlled Series Capacitors (GCSC)” . IEEE Transactions on Power Delivery, TPWRD -00268-2006.

[46] Rigby, B.S.; Chonco, N.S.; Harley, R.G.;"Analysis of a power oscillation damping scheme using a voltage-source inverter"; IEEE Transciton on Industry Applications, Vol 38, NO 4, July/August 2002.

[47] Nassif, A. B.; Análise da Estabilidade de Ângulo e de Tensão de Sistemas Elétricos de Potência Sujeitos a Pequenas Perturbações M.Sc Tese, Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, UNICAMP, Campinas, SP,Brasil, Março 2004.

[48] Hauer, J.F, "Reactive Power Control as a Means for Enhanced Inter-Area Damping in the Western U.S. Power System, A Frequency-domain Perspective Considering Robustness Needs", IEEE Tutorial Course 87THO187-5- PWR, 1987.

[49] Swift, F.J.; Wang, H.F.; "Application of the controllable series compensator in damping power system oscillations", IEE Proceedings Generation, Transmission and Distribution, Volume 143, Issue 4, July 1996 Page(s):359 – 364.

[50] Wang, H.F.; Swift, F.J.; "Capability of the static VAr compensator in damping power system oscillations", IEE Proceedings-Generation, Transmission and Distribution, Volume 143, Issue 4, July 1996 Page(s):353 – 358.

[51] Wang, H.F., "Phillips-Heffron model of power systems installed with STATCOM and applications", IEE Proceedings Generation, Transmission and Distribution, Volume 146, Issue 5, Sept. 1999 Page(s):521 – 527.

[52] Wang, H.F, Swift, F.J.; Li, M., "A unified model for the analysis of FACTS devices in damping power system oscillations. II. Multi-machine power systems", IEEE Power on Delivery Transactions, Volume 13, Issue 4, Oct. 1998 Page(s):1355 – 1362.

[53] Heffron, W. G. e Phillips, R. A. "Effect of modern amplidyne voltage regulator on underexcited operation of large turbine generators". AIEE Trans., PAS-71, pp. 692-92, August 1952.

[54] MARTINS, Nelson; BAITELLI, Roberto. Determinação da Localização e Ajuste de Parâmetros para Sinais Adicionais Estabilizadores em Sistemas de Potência Multimáquina. In: VII SNPTEE, 1984, Brasília. Proceedings of VII SNPTEE. 1984.

[55] Ferraz, J.C.R. "Avanços na utilização de análise em sistemas elétricos de potência", D.Sc Tese, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2002.

[56] Kundur, P. , "Power System Stability and Control, Chapter 12, pages 778 -780 ", 1 ed., McGraw-Hill Inc., Nova York, Estados Unidos.

[57] Uzunovic, E., Canizares, C. A., Reeve, J. "EMTP Studies of UPFC Power Oscillation Damping", North American Power Symposium (NAPS), San Luis Obispo, California, October 1999.

[58] L. Ängquist, B. Lundin, J. Samuelsson, "Power oscillation damping using controlled reactive power compensation – a comparison between series and shunt approaches", IEEE Trans. on Power Systems, vol.8, no.2, May 1993, pp.687-700.

[59] Oliveira, R. V., Ramos R. A. e Bretãs, N. G., "Controlador Robusto Multiobjetivo para o Amortecimento de oscilações eletromecânicas em sistemas elétricos de potência", Revista Controle & Automação/Vol.16 no.3/Julho, Agosto

e Setembro 2005.